
Entwicklung und Integration einer Mikrobrennkammer in einen Mikroenergiewandler

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt
zur
Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

von

Dipl.-Ing. Thomas Kania

aus Ratibor

Berichterstatter:	Prof. Dr. rer. nat. Andreas Dreizler
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Peter Stephan
Tag der Einreichung:	25. Januar 2010
Tag der mündlichen Prüfung:	20. April 2010

Darmstadt 2010

D 17



Erklärung zur Dissertation

Hiermit versichere ich die vorliegende Dissertation ohne Hilfe Dritter nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Thomas Kania

Darmstadt, Januar 2010



Danksagung

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Reaktive Strömungen und Messtechnik und Energie- und Kraftwerkstechnik der Technischen Universität Darmstadt entstanden.

Mein besonderer Dank gilt daher zuerst den Leitern der beiden Fachgebiete Prof. Dr. rer. nat. Andreas Dreizler und Prof. Dr.-Ing. Johannes Janicka für die Ermöglichung meiner Promotion und die überaus interessante Aufgabenstellung. Besonders hervorheben möchte ich ihre menschliche Art der Institutsleitung und das daraus resultierende angenehme Arbeitsklima und die mir zugestandenen Freiheiten sowie das Vertrauen in meine Person.

Bedanken möchte ich mich ebenfalls bei den am Projekt Mikroenergiewandler mitwirkenden Personen: Meinem Korreferenten Prof. Dr.-Ing. Peter Stephan sowie Prof. Dr. rer. nat. Steffen Hardt und Herrn Boris Schilder M.Sc. für ihr entgegen gebrachtes Interesse und ihre kompetente Unterstützung. Besonders hervorheben möchte ich in diesem Zusammenhang Boris Schilder, dessen freundschaftliche Art und professionelle Arbeitsweise entscheidende Faktoren für eine fruchtbare Zusammenarbeit und das erfolgreiche Gelingen dieser Arbeit waren.

Ferner möchte ich mich bei Thilo Kissel für seine interessanten Anregungen und die große Hilfe bei der Realisierung der Laserspektroskopischen Messungen bedanken. Für die experimentelle Arbeit unverzichtbar, geht ein besonderer Dank an die Fachgebietswerkstatt unter der Leitung von Herrn Roland Berntheisel, ohne deren fachkundiges Können diese Arbeit nicht machbar wäre. Weiter möchte ich allen beteiligten Studienarbeitern und Hiwis für ihre tatkräftige Unterstützung und ihr eingebrachtes Engagement im Projekt danken, das durch die Fritz & Margot Faudi Stiftung unterstützt wurde.

Meinen Kollegen am Fachgebiet danke ich für fortwährende Unterstützung und anregende Diskussionen. Speziell möchte ich in diesem Zusammenhang Simone Eisenhuth, Nikolaos Spyrou, Du-Fhan Choi, Verena Klapdor und Cem-Koray Ertem nennen. Sie standen mir stets mit Rat und Tat zur Seite und ermöglichten mir zusätzlich auf amüsante Weise einen gewissen Abstand zum Arbeitsalltag, um anschließend offen für neue Ideen und Anregungen zu sein. Weiter möchte ich der guten Seele des Institutes Frau Elisabeth Zweyrohn für ihre Unterstützung und Hilfsbereitschaft danken.

Meinen Eltern danke ich vor allem für eine unbekümmerte und glückliche Kindheit und ihre Unterstützung und Geduld während der Schulzeit und dem Studium, welches letztlich die Basis für diese Promotion bildete.

Aus tiefsten Herzen dankbar bin ich meiner Frau Natalie, die mir während meines gesamten Studiums und meiner Promotion stets im rechten Moment und in richtiger Dosis Motivation und Ablenkung zukommen ließ und unserer Tochter Lillien, die mit ihrer Heiterkeit zusätzliche Freude in unser Leben brachte.

Darmstadt, im Januar 2010

Thomas Kania



Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Grundkonzept des Energiewandlers	5
2.1	Projektdefinition	5
2.2	Konzeption	6
2.2.1	Prinzipieller Aufbau des Systems	7
3	Grundlagen	11
3.1	Verbrennung	11
3.1.1	Laminar Vorgemischte Verbrennung	11
3.1.2	Homogene Chemische Reaktion	12
3.2	Katalyse	14
3.2.1	Heterogene Katalyse	16
3.2.2	Oberflächenreaktion	19
3.3	Thermoelektrizität	20
3.4	Ioneninduzierte Strömung	24
3.4.1	Korona-Effekt	24
3.4.2	Volumenstrom durch Ionenbewegung	25
4	Temperaturmesstechniken	27
4.1	Thermoelemente	27
4.1.1	Thermoelementbauformen	31
4.1.2	Normthermoelemente	33
4.1.3	Kennlinien	36
4.2	Phosphor-Thermometrie	38
4.2.1	Grundlagen der Absorption und Emission	39
4.2.2	Anwendung als Messtechnik	42
5	Messaufbau	45
5.1	Gesamtkonzept	45
5.2	Teilsysteme	45
5.2.1	Volumenstromregelung	46
5.2.2	Thermische Randbedingungen	46
5.2.3	Abgasanalyse	49
5.2.4	Signalerfassung	51

5.3	Signalbearbeitung	52
5.3.1	Signalaufnahme	52
5.3.2	Signalverarbeitung	52
5.3.3	Setzen von Steuergrößen	53
5.3.4	Datenarchivierung	53
5.4	Brennkammer	54
5.4.1	Voruntersuchung	54
5.4.2	Hauptuntersuchung	55
5.5	Mikroverdampfer	57
5.6	Laserspektroskopische Untersuchungen	58
5.6.1	Anforderungen	58
5.6.2	Messaufbau	59
6	Ergebnisse & Diskussion	63
6.1	Voruntersuchung	63
6.1.1	Anpassung der inneren Brennkammer	63
6.1.2	Anpassung des Brennstoff-Luft-Gemisches	65
6.1.3	Energiebilanz und Effizienz	66
6.2	Hauptuntersuchung	67
6.2.1	Methanol-Luft-Bereitstellung	68
6.2.2	Untersuchte Betriebszustände	69
6.2.3	Analyse und Effizienzbetrachtung	72
6.3	Laserspektroskopische Untersuchungen	73
6.3.1	Gegenüberstellung unterschiedlicher innerer Brennkammern	75
6.3.2	Gegenüberstellung der homogenen und der katalytisch unterstützten Reaktion	78
7	Numerische Untersuchungen	81
7.1	Dreidimensionale Abbildung der Mikrobrennkammer	81
7.1.1	Geometrie, Gitter & Randbedingungen	81
7.1.2	Resultate und Bewertung	82
7.2	Zweidimensionale theoretische Untersuchungen von katalytischen Reaktionen am Beispiel Mikrobrenner	84
7.2.1	Geometrie, Gitter & Randbedingungen	84
8	Verbrennungsluftförderung	89
8.1	Aufbau	89
8.1.1	Elektrische Spannungsversorgung	90
8.1.2	Volumenstrommessung	90
8.1.3	Luftförderkanal	91
8.2	Ergebnisse & Diskussion	93
8.2.1	Elementare Untersuchungsphase	93

8.2.2	Erweiterte Untersuchungsphase	96
9	Zusammenfassung & Ausblick	103
	Literaturverzeichnis	106



Nomenklatur

Lateinische Großbuchstaben		Einheit
A	Fläche	m^2
	Frequenzfaktor	—
	Spezies	—
D	Durchmesser	m
	Ionen-Diffusionskoeffizient	$\frac{\text{m}^2}{\text{s}}$
E_a	Aktivierungsenergie	$\frac{\text{J}}{\text{mol}}$
\vec{E}	Elektrische Feldstärke	$\frac{\text{V}}{\text{m}}$
\vec{F}	Kraft	N
F_v	Volumenbezogene Kraft	$\frac{\text{N}}{\text{m}^3}$
$\Delta_R \bar{F}^0$	Freie Energie	$\frac{\text{J}}{\text{mol}}$
ΔH^0	Reaktionsenthalpie	$\frac{\text{J}}{\text{mol}}$
I	Elektrischer Strom	A
	Intensität	$\frac{\text{VA}}{\text{m}^2}$
K	Ionenmobilität	$\frac{\text{m}^2}{\text{Vs}}$
K_c	Gleichgewichtskonstante	—
M	Molmasse	$\frac{\text{g}}{\text{mol}}$
N	Besetzungszahl	—
P	Leistung	W
\dot{Q}	Wärmestrom	W
R	Konfigurationskoordinate	m
	Universelle Gaskonstante	$\frac{\text{J}}{\text{mol K}}$
	Wärmewiderstand	$\frac{\text{K}}{\text{W}}$
R_g	Menge der Gas-Phasen-Reaktionen	—
R_s	Menge der Oberflächen-Reaktionen	—
S	Thermodynamisches System	—
S_i^0	Wahrscheinlichkeitsfaktor	—
S_i^{eff}	Adsorptionswahrscheinlichkeit	—
S	Seebeck-Koeffizient	$\frac{\text{V}}{\text{K}}$

$S(T)$	Empfindlichkeit	$\frac{V}{K}$
T	Temperatur	K
U	Elektrische Spannung	V
\dot{V}	Volumenstrom	$\frac{m^3}{s}$
W	Ionisierungsenergie	J
	Übergangswahrscheinlichkeit	$\frac{1}{s}$
Y	Massenbruch	—
ZT	Thermoelektrischer Gütefaktor (Figure of Merit)	—

Lateinische Kleinbuchstaben		Einheit
b	Breite	m
c	Konzentration	$\frac{mol}{m^3}$
e	Elementarladung	As
f	Modellierungsparameter	—
h	Höhe	m
j	Elektrische Stromdichte	$\frac{A}{m^2}$
k	Geschwindigkeitskoeffizient	—
l	Abstand	m
\dot{m}	Massenstrom	$\frac{kg}{s}$
n	Ladungsträgerdichte	$\frac{1}{m^3}$
	Stoffmenge	mol
p	Druck	pa
q	Raumladungsdichte	$\frac{As}{m^3}$
r	Radius	m
	Reaktionsgeschwindigkeit	$\frac{mol}{m^3s}$
s	Wandstärke, Abstand	m
\dot{s}	Reaktionsgeschwindigkeit einer Oberflächen-Reaktion	$\frac{mol}{m^3s}$
s_L	Laminare Flammengeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
v	Geschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
w	Massenbruch	—

Griechische Großbuchstaben		Einheit
Φ	Äquivalenzverhältnis	—
	Elektrisches Potenzial	V
Θ	Bedeckungsrate	—

Griechische Kleinbuchstaben		Einheit
β	Korrekturfaktor	—
δ	Abstand	m
δT	Temperaturmessfehler	K
ϵ	Modellierungsparameter	—
ϵ_0	Permittivität im Vakuum	$\frac{F}{m}$
η	Wirkungsgrad	—
λ	Luftzahl	—
	Thermische Leitfähigkeit	$\frac{W}{mK}$
	Wellenlänge	m
μ	Modellierungsparameter	—
ν	Stöchiometrische Koeffizienten	—
	Vibrationsniveau	—
$\tilde{\nu}'$	Reaktionsordnung	—
ρ	Dichte	$\frac{kg}{m^3}$
σ	Elektrische Leitfähigkeit	$\frac{1}{\Omega m}$
τ	Abklingzeit	s
$\dot{\omega}$	Reaktionsgeschwindigkeit einer Gas-Phasen-Reaktion	$\frac{mol}{m^3s}$

Indizes

0	Gleichgewichtszustand
	Vergleichspunkt 0 °C
	Zeitpunkt 0 s
A	Anschlussstellen
a	Außen
aus	Austritt
BZ	Brennzone
el	Elektrisch
el.th	Theoretisch elektrisch
H	Heiße Seite
hom	Bei homogener Verbrennung
i	Innen
K	Kalte Seite
	Kompensation
K1	Kondensator Nr. 1

<i>K2</i>	Kondensator Nr. 2
<i>Kat</i>	Katalysator
<i>kat</i>	Bei katalytisch assistierter Verbrennung
<i>kon</i>	Natürliche Konvektion
<i>L</i>	Luft
<i>LF</i>	Luftfördermodul
<i>M</i>	Messstelle
<i>M – N</i>	Messingringelektrode – Nadelelektrode
<i>MR</i>	Messingring
<i>Mantel</i>	Mantelfläche
<i>max</i>	Maximal
<i>min</i>	Minimal
<i>mittel</i>	Mittlere
<i>NR</i>	Strahlungslose
<i>pos</i>	Position der Messpunkte
<i>R</i>	Strahlungsbehaftete
<i>s</i>	Oberfläche, Surface
<i>th</i>	Thermisch
<i>th.Ge</i>	Thermoelektrischer Generator
<i>th.th</i>	Theoretisch thermisch
<i>TE</i>	Thermoelektrisch
<i>undef.</i>	Undefiniert
<i>unvb.</i>	Ungebrannt
<i>V</i>	Vergleichsstelle
<i>verb.</i>	Verbrennung

Abkürzungen

CFD	Computational Fluid Dynamics
CARS	Coherent Anti-Stokes Raman Spectroscopy
DETCHEM	DETAiled CHEMistry – Programmpaket zur Berechnung detaillierter chemischer Reaktionen
EDX	Energy Dispersive X-ray Spectroscopy
PMT	Photomultipliertubes
PowerMems	Power Microelectromechanical Systems
QFD	Quality Function Deployment
TFC	Turbulent Flame Speed Closure

1 Einleitung

Heute gehören Batterien und Akkumulatoren zu den unumstrittenen Energieversorgern von portablen Gebrauchsgegenständen. Rasante Fortschritte der letzten Jahre im Bereich der Fertigungsverfahren gingen mit einer erhöhten Miniaturisierung von portablen mechanischen und elektromechanischen Gebrauchsgegenständen, wie zum Beispiel Laptops, Handys, Mikrorobotik usw. einher. Einhergehend mit der Miniaturisierung ist auch eine Erweiterung der Anwendungsgebiete begleitet durch einen immer weiter steigenden Leistungsbedarf zu beobachten. Diese Entwicklung der Miniaturisierung bei zeitgleicher Leistungssteigerung stößt vor allem im Bereich der Energieversorgung an ihre Grenzen. Als weitere Schwachstelle herkömmlicher Batterien ist deren relativ langsamer Aufladevorgang zu nennen, der die Flexibilität des Endverbrauchers zusätzlich beeinträchtigt.

Der Einsatz von toxischen Inhaltstoffen spielt bei der Bewertung von Batterien und Akkus zudem eine wichtige Rolle. So zählen zu den gängigen Bestandteilen einer Primär- bzw. Sekundärzelle Blei und Cadmium und andere Schwermetalle, deren negativer Einfluss auf die Umwelt und Gesundheit nachgewiesen ist. Trotz des vermehrten Einsatzes von alternativen Batteriebestandteilen werden z.B. ca. 60 % der Jahresproduktion an Blei, die sich auf ca. 5,4 Millionen Tonnen beläuft, für den Einsatz in Batterien verwendet. Die Aktualität dieses Problems zeigt sich in der Richtlinie 2006/66/EG der Europäischen Union, die das Recycling von Altbatterien regeln soll und eine Verwertungsquote von 25 % bis 2012 einfordert. Diese niedrig angesetzte Verwertungsquote zeigt deutlich, dass ein großer Teil der verbrauchten Batterien nicht sachgemäß entsorgt wird und die Gefahr besteht, dass deren giftige Bestandteile die Umwelt verschmutzen. In Deutschland liegt die Verwertungsquote mit 38 % zwar über der geforderten Mindestmenge, jedoch wird auch hier der Großteil der auf den Markt gebrachten Batterien nicht sachgemäß entsorgt [23].

Auf der Suche nach alternativen Möglichkeiten Energie portabel zu speichern zeigt sich deutlich, dass die Energiedichten von Batterien relativ gering sind und den Anforderungen heutiger Technik nicht gerecht werden sowie deren dynamischer Entwicklung oft hinderlich sind. So weist ein gewöhnlicher Lithium-Akku zurzeit eine Energiedichte von ca. $0,6 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$ auf. Im Vergleich dazu haben flüssige Kohlenwasserstoffe Energiedichten bis zu $45 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$ [27]. Dieser Sachverhalt führt zu der Überlegung Kohlenwasserstoffe als portable Energieträger zu nutzen. Deren Einsatz erfordert jedoch einen kompakten und zuverlässigen Energiewandler, der die chemisch gebundene Energie der Kohlenwasserstoffe möglichst effizient in elektrische Energie umwandelt. Hierbei ist beispielhaft zu erwähnen, dass ein System bei Verwendung von Methanol ab einen Konvertierungsgrad von 3 % mit gängigen Batterien bezüglich der Energiedichte konkurrieren könnte. Diese sehr zuversichtliche Prognose sowie die Schwermetallproblematik bei Batterien führen zu den vermehrten Entwicklungen und Untersuchungen von so genannten Po-

werMems (Power Microelectromechanical Systems), die darauf zielen eine Alternative zu gängigen Batterien und Akkumulatoren zu schaffen.

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Entwicklung und Untersuchung eines PowerMems Systems. Das Ziel ist es einen kompakten Energiewandler zu entwickeln, der die in flüssigen Kohlenwasserstoffen chemisch gebundene Energie möglichst effizient in elektrische Energie umwandelt. Im Fokus dieser Arbeit steht die Brennkammer, die ein Hauptmodul des Energiewandlers darstellt. In der Auslegungsphase hat sich die katalytisch unterstützte Verbrennung als stabiles und zuverlässiges Mittel gezeigt den Brennstoff annähernd vollständig umzusetzen. Als katalytisch reaktive Oberfläche wird eine mit einem Katalysator beschichtete Mikrofaser verwendet. Ein weiteres Hauptaugenmerk liegt darin die Energiekonversion ohne bewegliche Teile zu ermöglichen. Hierfür spricht, dass in Meso- und Mikrosystemen bewegliche Teile relativ gesehen hohen Kräften und Spannungen ausgesetzt sind. Weiter werden die beweglichen Teile hohen Zyklen bzw. Umdrehungen ausgesetzt, was einen hohen Verschleiß mit sich bringt. Um diesem Verschleiß und dem damit verbundenen erhöhten Risiko eines Defektes entgegen zu wirken, soll vollkommen auf bewegliche Teile verzichtet werden. Diese Maßnahme verfolgt das Ziel die Zuverlässigkeit des Energiewandlers zu erhöhen.

Stand der Technik

Die Entwicklung von PowerMems als Batterieersatz geht in verschiedene Richtungen [14]. Derzeit ist ein Trend zu beobachten, klassische Systeme, die auf Verbrennung basieren und sich auf makroskopischer Ebene bewährt haben, zu kopieren und sie auf die neuen Anforderungen eines Mikrosystems hin anzupassen. Hierbei sticht vor allem die Gasturbine hervor, die man versucht als PowerMEMS zu verwirklichen. Zwei Haupttrends sind bei der Umsetzung einer Mikrogastrurbine zu beobachten. Einerseits existieren Bestrebungen mit klassischen Fertigungsverfahren eine miniaturisierte funktionsfähige Variante einer Gasturbine mit ihren einzelnen Hauptkomponenten: Verdichter, Brennkammer, Turbine und einem Generator zur Stromerzeugung zu fertigen [36, 37]. Andererseits besteht ein weiterer Lösungsansatz darin neue Fertigungsverfahren aus der Halbleitertechnik anzuwenden, um ein kompaktes, technisches System zu erstellen [22, 51, 56, 71, 77, 78, 85, 89]. Neben der Entwicklung eines funktionsfähigen Systems steht hierbei jedoch das Weiterentwickeln der Herstellungsverfahren im Vordergrund. Unter Anwendung der neuen Fertigungsverfahren wird eine stark systemintegrative Gasturbine angestrebt.

Zusätzlich zu dem klassischen Gasturbinenansatz gibt es vereinzelte Untersuchungen das Prinzip eines Wankelmotors [28] oder das des Stirlingmotors [30] für die Mikroenergieumwandlung zu übernehmen. Dabei sind auch hier die entscheidenden Schwachstellen dieser Systeme die beweglichen Teile, welche beim Fertigungsprozess präzise ausgeführt werden müssen und beim Betrieb unter relativ hohem Verschleiß leiden. Neben den klassischen Lösungsansätzen der Energieumwandlung werden auch neue innovative Wege untersucht. Es gibt Bestrebungen photovoltaische Zellen in Kombination mit einem Verbrennungsprozess zu koppeln, um auf diese Weise elektrische Energie zu generieren [90]. Das während eines Verbrennungsprozesses emit-

tierte Licht wird unter Einbeziehung des Photoeffekts in elektrische Energie umgewandelt. Ein weiterer von den klassischen Systemen abweichender Weg ist der Einsatz von thermoelektrischen Materialien. Hierbei werden thermoelektrische Generatoren basierend auf dem Seebeck-Effekt für die elektrische Energiegewinnung genutzt [26, 55, 64, 88, 91]. Der Verbrennungsprozess dient als Wärmequelle für den thermoelektrischen Generator. Die Wärmesenke wird in der Regel durch einen Kühlkörper realisiert.

Die bislang vorgestellten Verfahren, chemisch gebundene Energie in elektrische zu wandeln, basieren weitestgehend auf Verbrennung. Deshalb wird diesem Teilschritt der Energiewandlung eine besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Es werden verschiedene Ansätze verfolgt den Verbrennungsprozess auf kleinstem Raum zu realisieren. Aufgrund der erhöhten Fluid-Wand-Interaktion in Mikrobrennkammern liegt ein besonderes Augenmerk auf der katalytischen bzw. katalytisch unterstützten Oxidation von Kohlenwasserstoffen. Dieser Ansatz wird bei diversen oben genannten Mikrobrennkammeransätzen angewendet [26, 41, 91]. Hervorzuheben ist besonders der Ansatz der Swiss-Roll, die eine Kombination aus Mikrobrennkammer mit integrierem Wärmetauscher darstellt [1, 35, 45, 47, 50, 52, 75, 84]. Die katalytische Reaktionszone befindet sich inmitten zweier schneckenförmig zulaufender Kanäle, welche die Reaktionszone mit einem Brennstoff-Luft-Gemisch versorgen bzw. die Abgase abführen. Bei dieser Anordnung wird die Reaktionszone von den Kanälen thermisch isoliert, was wiederum zu hohen Temperaturen führt und somit einen stabilen Verbrennungsvorgang verspricht. Der Abgaskanal und der Versorgungskanal sind so angeordnet, dass das zugeführte Gemisch auf dem Weg zur Brennkammer durch das heiße Abgas vorgewärmt wird.

Angesichts der Tatsache, dass die Wand-Fluid-Interaktion den Verbrennungsvorgang entscheidend beeinflusst und ein Katalysator eine Oxidation stark unterstützen bzw. erst ermöglichen kann, konzentrieren sich viele Arbeiten im Bereich der Mikroverbrennung auf die Katalysator-entwicklung.

Brennkammer- und Energiewandlerkonzepte, wie z.B. [46, 84, 91] stellen die Entwicklung von neuen Katalysatorherstellungs- bzw. Beschichtungsverfahren in den Vordergrund. Hierbei werden neue Washcoatzusammensetzungen und Aufprägungsverfahren erarbeitet und optimiert. Neben der Entwicklung von diversen Brennkammer- und Reaktorsystemen gibt es auch eine Vielzahl von Anstrengungen die Oxidation und Zündung eines Brennstoffes auf kleinstem Raum zu charakterisieren und zu beschreiben. In diesem Zusammenhang hat die heterogene Katalyse einen hohen Stellenwert. Im Forschungsbereich der Katalysatorentwicklung gibt es große Anstrengungen Oberflächenreaktionsmechanismen für diverse Reaktionen zu entwickeln. Elementarreaktionsmechanismen von Kohlenwasserstoffen sind hierbei im Bereich der Verbrennung von besonderem Interesse. Die untersuchten Reaktoren orientieren sich an den wabenförmigen oder runden Kanälen gängiger Katalysatoren. Diese bewährte Geometrie weist ein hohes Oberflächen-Volumenverhältnis auf und eignet sich deshalb sehr gut für den Einsatz von Katalysatoren [17, 18, 19, 20]. Unter Einbeziehung dieser Mechanismen gibt es eine Vielzahl von numerischen Untersuchungen, welche die Verbrennungsvorgänge auf kleinstem Raum behandeln [70]. Hierbei kann auf Grund der Grenzschichtproblematik ein relativ häufiger Einsatz von

Direkter Numerischer Simulation beobachtet werden [3, 20, 60, 61]. Für die Validierung der numerischen Ergebnisse sind vor allem folgende Versuche hervorzuheben [20, 57, 58, 61]. Es handelt sich hierbei um einen Testreaktor, in dem zwei mit Platin beschichtete Platten einen 7 mm breiten Spalt bilden. Dieser wird von einem erhitzten Brennstoff-Luftgemisch durchströmt. Ausgehend von dem Platinkatalysator findet die Umsetzung des Brennstoffes statt. In diesen Experimenten wurde OH-PLIF eingesetzt, um die Zündung der homogenen Reaktion zu visualisieren und Raman-Spektroskopie, um Temperatur-, und Speziesprofile der Grenzschicht zu bestimmen.

2 Grundkonzept des Energiewandlers

Die hier zu Grunde liegende Idee eines Mikroenergiewandlers kann als Startpunkt eines Entwicklungsprozesses angesehen werden. Das Ziel einer Produktentwicklung im klassischen Sinne ist ein funktionsfähiger dokumentierter Mikroenergiewandler. Aus wissenschaftlicher Sicht können noch weitere Ziele definiert werden. Zu nennen wären hierbei die Beobachtung und Beschreibung eventuell auftretender physikalischer Phänomene sowie die Extrahierung neuer wissenschaftlich interessanter Themenfelder.

Wie in Kapitel 1 an verschiedenen Beispielen bereits kurz dargestellt wurde, kann die Wandlung chemisch gebundener Energie in elektrische Energie vielseitig realisiert werden. Diese Vielseitigkeit beruht auf den verschiedenen physikalischen Effekten, die für die elektrische Energiegenerierung genutzt werden können. Dieses Kapitel stellt das Grundkonzept des in dieser Arbeit vorgestellten Mikroenergiewandlers dar. Aufbauend auf diesem Grundkonzept werden im späteren Verlauf der Ausarbeitung eine Voruntersuchung, vertiefte Untersuchungen sowie die Ausarbeitung einzelner Module vorgestellt.

Die Ausarbeitung eines Grundkonzeptes beinhaltet die erfolgreiche Bearbeitung der einzelnen Punkte eines Entwicklungsprozesses, das sich in die Projektdefinition, die Konzeption, in den Entwurf sowie in die Ausarbeitung gliedert [6].

2.1 Projektdefinition

Die Projektdefinition, die im Wesentlichen die Konkretisierung eines Entwicklungszieles darstellt, beinhaltet eine Auflistung der Anforderungen sowie einen Ablauf des Projektes. Die Ermittlung der verschiedenen Anforderungen kann intuitiv oder durch Methoden, wie die Abstraktion, Checklisten, QFD (Quality Function Deployment) erfolgen.

Die ausgearbeiteten Hauptanforderungen an das vorliegende System sind:

- Keine beweglichen Teile
- Mobilität
- Brennstoff: flüssiger Kohlenwasserstoff - Methanol
- Thermische Leistung $P_{th} = 50 \text{ W}$

Hierbei sind der Verzicht auf bewegliche Teile, die Mobilität sowie die Brennstoffwahl Methanol als Festforderungen zu sehen und die thermische Leistung von 50 W als Bereichsforderung.

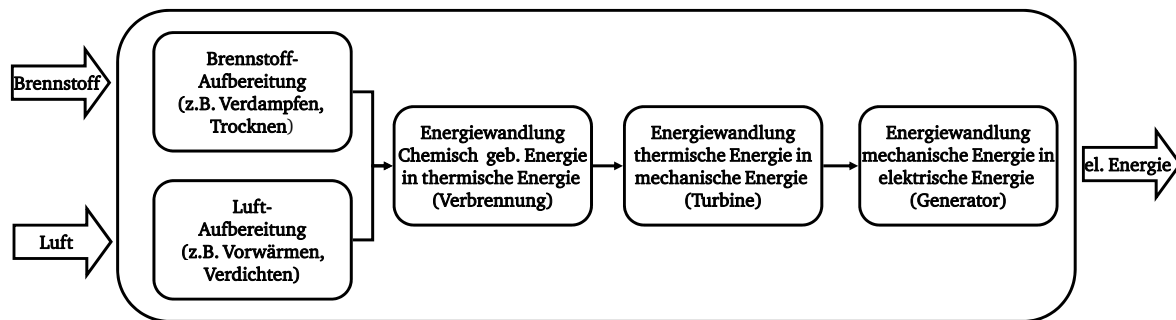


Abb. 2.1: Generierung elektrischer Energie aus chemisch gebundener Energie. Funktionsstruktur eines konventionellen Energiewandlungsprozesses

2.2 Konzeption

Die Konzeptionsphase unterstreicht abermals den Verzicht auf die beweglichen Teile, bei der Realisierung des Mikroenergiewandlers. Betrachtet man die einzelnen Schritte beim herkömmlichen Wandlungsprozess von chemisch gebundener in elektrische Energie, so gliedert sich dieser grundsätzlich in fünf einzelne Prozesse: Die Aufbereitung von Brennstoff, die Aufbereitung von Luft, die Wandlung von chemischer in thermische Energie, die Wandlung von thermischer in mechanische Energie und die Wandlung von mechanischer in elektrische Energie (Abb. 2.1).

Dieser traditionelle, makroskopisch bewährte Ansatz zeigt für kleine Applikationen wesentliche Nachteile. Die beiden Energiewandlungsprozesse „thermisch → mechanisch“ und „mechanisch → elektrisch“ weisen bewegliche Teile auf, die bei fortschreitender Miniaturisierung eine Schwachstelle des Systems darstellen. Hierbei sind beispielhaft erhöhte reibungsbedingte Abtragungen und Verluste zu nennen, die einen überproportionalen Aufwand bei der Fertigung verursachen. Desweiteren sind die mechanischen Teile relativ gesehen hohen Kräften und Zyklen ausgesetzt, die zu Materialermüdung führen können [51].

Betrachtet man alternative physikalische Effekte zur elektrischen Energiegewinnung, so erweist sich der thermoelektrische Effekt durch seine Zuverlässigkeit und Systemintegrativität aus. Abbildung 2.2 zeigt alternativ die Funktionsstruktur einer Energiewandlungsapplikation unter Verwendung eines thermoelektrischen Energiewandlers. Thermische Energie wird direkt ohne den Umweg der mechanischen Energie in elektrische gewandelt.

Der Einsatz von flüssigem Methanol als Brennstoff beinhaltet die implizite Vorgabe einer geeigneten Brennstoffaufbereitung für den folgenden Verbrennungsprozess. Der flüssige Brennstoff Methanol, der sich durch seine hohe Energiedichte $19,90 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$ und durch relativ rußfreies Verbrennungsverhalten auszeichnet, muss vor dem Eintritt in die Brennkammer verdampft und mit Luft gemischt werden. Die Energie, die zum Verdampfen benötigt wird, soll der anschließende Verbrennungsprozess bereitstellen.

Die Ausarbeitung eines geeigneten Verdampfersystems wird im Rahmen der Promotion von Boris Schilder M.Sc. am Fachgebiet Technische Thermodynamik der Technischen Universität Darmstadt realisiert [31, 65, 66, 67, 68]. Des Weiteren stellt die Bereitstellung der für den Ver-

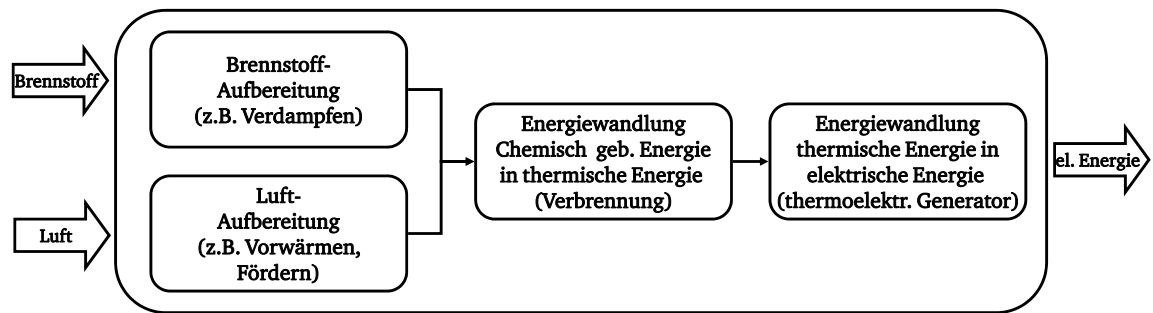


Abb. 2.2: Generierung elektrischer Energie aus chemisch gebundener Energie. Funktionsstruktur eines thermoelektrischen Energiewandlungsprozesses.

brennungsvorgang benötigten Luft eine Herausforderung dar, die im Zuge dieser Ausarbeitung auch diskutiert wird.

2.2.1 Prinzipieller Aufbau des Systems

Jeder Energiewandlungsprozess beinhaltet Energiewandlungsverluste, die sich in einer Wirkungsgradreduzierung des Systems ausdrücken. Das Minimieren dieser Verluste muss somit im Vordergrund der Auslegung eines Energiewandlungssystems stehen. Betrachtet man die einzelnen Teilprozesse der in Abbildung 2.2 dargestellten Funktionsstruktur, so ist es anzustreben alle so effizient wie möglich zu gestalten. Dabei sollte beachtet werden, dass einzelne Teilprozesse die Gesamteffizienz des Systems mehr beeinflussen als andere. Nach einer näheren Analyse der vorliegenden Systemprozesse stellt sich die thermoelektrische Wandlung als systembestimmend heraus. Sie muss somit bei der Auslegung besonders in Betracht gezogen werden.

Den Wirkungsgrad eines thermoelektrischen Generators drückt die Gleichung 3.19 aus. Hierbei handelt es sich um ein Produkt aus dem Carnot-Wirkungsgrad und einem Faktor, der die materialspezifischen Eigenschaften der verschiedenen thermoelektrischen Materialien ausdrückt. Aus Sicht der thermodynamischen Auslegung muss am thermoelektrischen Generator, bedingt durch den Carnot-Faktor, eine möglichst große Temperaturdifferenz anliegen, um eine hohe Effizienz zu erreichen. Weiter zeigt Abbildung 3.10 deutlich, dass die Leistungsgüte thermoelektrischer Materialien vom Temperaturniveau abhängig ist. Daraus folgt, dass der verwendete thermoelektrische Generator gute Leistungsmerkmale im zu erwartenden Temperaturbereich aufzeigen muss.

Vor diesem Hintergrund ist der Schwerpunkt des hier vorgestellten Konzeptes, den thermodynamischen Aufbau des Mikroenergiewandlers so zu realisieren, dass die am thermoelektrischen Generator anliegende Temperaturdifferenz möglichst groß ist. Hierbei verspricht die Einbettung des thermoelektrischen Energiewandlers zwischen der Verbrennungs- und Verdampfungszone optimale Bedingungen für den thermoelektrischen Wandlungsprozess. Der Verbrennungspro-

Tabelle 2.1: Ausgewählte Stoffeigenschaften von Methanol und Methan bei 20° C und 1 bar

Eigenschaften	Methanol	Methan
Summenformel	CH ₃ OH	CH ₄
Aggregatzustand	flüssig	gasförmig
Molmasse	32,04 $\frac{\text{g}}{\text{mol}}$	16,04 $\frac{\text{g}}{\text{mol}}$
Dichte	763 $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	0,66 $\frac{\text{g}}{\text{m}^3}$
Heizwert	19,9 $\frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$	50 $\frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$
Wärmekapazität	2491 $\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$	2204 $\frac{\text{J}}{\text{kgK}}$
Verdampfungsenthalpie	1100 $\frac{\text{kJ}}{\text{kg}}$	510 $\frac{\text{kJ}}{\text{kg}}$
Siedepunkt	337,8 K	111,7 K

zess fungiert als Wärmequelle. Der Verdampfungsprozess des Brennstoffes eignet sich ideal als Wärmesenke. Die Verdampfungsenthalpie des flüssigen Brennstoffes Methanol kann effizient zur Kühlung des thermoelektrischen Generators benutzt werden. Desweiteren muss die Auslegung des Systems gewährleisten, dass der Hauptteil der im Verbrennungsprozess generierten thermischen Energie dem thermoelektrischen Wandlungsprozess zur Verfügung steht. Dies kann beispielhaft durch eine geeignete Wärmestromführung in Form einer zielgerichteten Isolierung gewährleistet werden.

Der physikalische Sachverhalt, dass der Heizwert des Methanols annähernd 18 x größer ist als die Verdampfungsenthalpie (siehe Tabelle 2.1), führt zwangsläufig zu einem Überschuss an dampfförmigem Methanol. Die Verdampfung von Methanol, welches für den Verbrennungsprozess nicht benötigt wird, ist jedoch für die Effizienz der Wärmesenke „Verdampfer“ unabdingbar. Das dampfförmige Methanol kann hierbei als Kältemittel eingesetzt werden, damit die überschüssige thermische Energie vom zu kühlenden thermoelektrischen Generator in einen unkritischen Bereich des Systems abtransportiert wird. Diese Überlegungen spiegeln sich im Grundkonzept des Mikroenergiewandlers wider, welches in Abbildung 2.3 schematisch dargestellt ist.

Das Funktionsprinzip des hier vorgestellten Mikroenergiewandlers kann folgendermaßen zusammengefasst werden: Das im Brennstofftank befindliche Methanol wird dem Verdampfer zugeführt und verdampft. Daraufhin gelangt der dampfförmige Methanolvolumenstrom einerseits in den Kondensator, andererseits in einen Mischer, in dem es mit Luft vermischt wird. Das im Kondensator kondensierte Methanol wird anschließend wieder dem Verdampfer zugegeben und bildet somit einen Verdampfungs-Kondensationskreislauf. Der dabei frei werdende Wärmestrom wird an einer unkritischen Stelle an die Umgebung abgegeben. Das den Mischer verlassende Methanol-Luft-Gemisch wird der Brennkammer zugeführt und dort verbrannt. Der dabei generierte Wärmestrom fließt möglichst vollständig durch den thermoelektrischen Generator zum

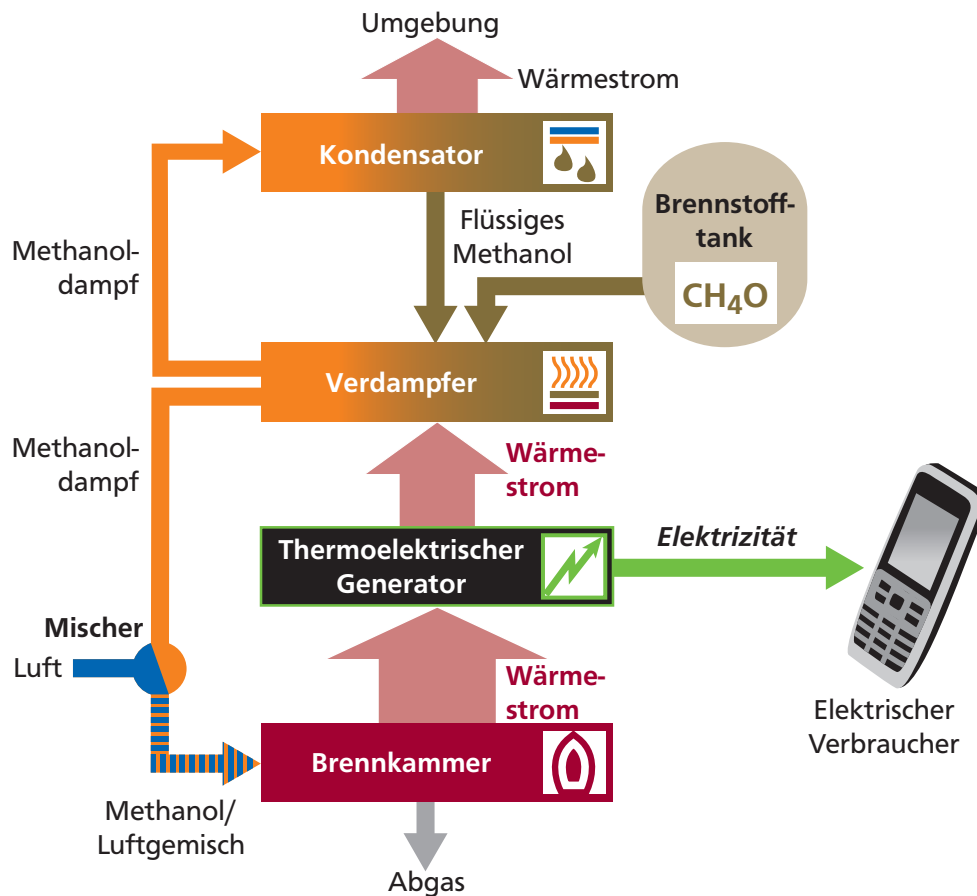


Abb. 2.3: Schematische Anordnung der Hauptkomponenten des Mikroenergiewandlers. Prinzipielle Darstellung der Fluid- und Wärmeströme zwischen dem Verdampfer, Kondensator, Luft-Brennstoff-Mischer, Brennkammer und dem thermoelektrischen Generator.

Verdampfer und dient dabei teilweise zur elektrischen Energiegewinnung sowie als Wärmequelle für den Verdampfungsprozess.



3 Grundlagen

Die Umsetzung und Realisierung des Mikroenergiewandlers verlangt das interdisziplinäre Verständnis verschiedener Teilgebiete der Ingenieurwissenschaften. In diesem Kapitel wird auf ausgewählte Grundlagen dieser eingegangen.

Bei der Mikrobrennkammer handelt es sich um ein reagierendes strömungsmechanisches System. Der erste Teil der Grundlagen stellt die Verbrennungstechnik sowie die heterogene Katalyse in den Vordergrund. Im weiteren Verlauf wird auf die Generierung der elektrischen Energie in einem thermoelektrischen Generator eingegangen, welche sich im Seebeck-Effekt ausdrückt.

3.1 Verbrennung

Grundsätzlich kann man homogene Verbrennungsprozesse nach ihrer Mischungsform unterteilen. Die Einordnung erfolgt in Vorgemischte und Nicht-Vorgemischte Verbrennung, wobei auch Zwischenformen möglich sind. Weiter kann man die einzelnen Verbrennungs-, bzw. Flammentypen in laminar und turbulent unterteilen. Die weitere Ausführung konzentriert sich vor allem auf den laminaren und vorgemischten Verbrennungsprozess, da dieser aufgrund der kleinen Abmessungen des vorliegenden Brenners anzunehmen ist.

3.1.1 Laminar Vorgemischte Verbrennung

Liegt eine Flamme vor, deren Brennstoff-Luftgemisch auf molekularer Ebene homogen gemischt ist, so spricht man von einer vorgemischten Flamme. Bei dieser Flammenart findet die chemische Reaktion bzw. die Verbrennung auf kleinstem Raum statt. Die Flammenfront befindet sich an der Stelle, an der die Strömungsgeschwindigkeit des Gemisches der Flammengeschwindigkeit entspricht. Diese ist von Parametern wie der Temperatur oder Gemischzusammensetzung abhängig. Unterschieden werden die Gemischzusammensetzungen in stöchiometrisch, fett und mager. Die Luftzahl $\lambda = \frac{\dot{V}_{Luft} \cdot 0,21}{\dot{V}_{O_{2min}}}$ bzw. deren Kehrwert, das Äquivalenzverhältnis Φ , drücken als Kennzahlen das Verhältnis von Brennstoff zu Oxidator aus, wobei ein fettes Verhältnis $\lambda < 1$ für einen Brennstoffüberschuss und ein mageres $\lambda > 1$ für einen Luftüberschuss steht.

Eine laminare Vormischflamme kann in die Vorwärmzone, die Reaktionszone und die Gleichgewichtszone eingeteilt werden. Abbildung 3.1 zeigt schematisch eine laminare Flammenstruktur auf, bei der eine Ein-Schritt-Reaktion angenommen ist. Hierbei findet die vollständige Umsetzung des Brennstoffes in der Reaktionszone statt, durch Diffusionsprozesse ist jedoch auch das Produkt der Reaktion in der Vorwärmzone vorhanden.

Voraussetzung für einen Verbrennungsprozess ist ein erfolgreiches Zünden und die Stabilisierung der Flamme. Zündgrenzen sind neben der Gemischzusammensetzung von applikations-

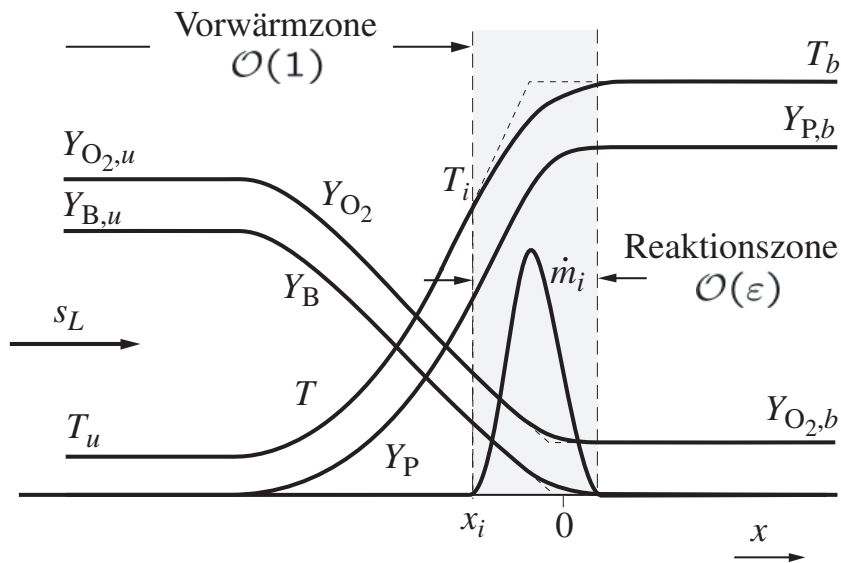


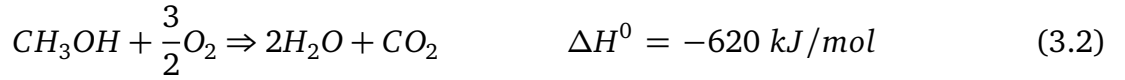
Abb. 3.1: Flammenstruktur einer laminaren Flamme [54]

charakteristischen Parametern abhängig. Von Bedeutung sind hierbei die Temperatur, Druck, Art der Zündung und die Richtung der Flammenausbreitung. Die Stabilisierung einer Flamme hängt maßgeblich von der Strömung und Verlöschungseffekten, die durch die Wand-Fluid-Interaktion hervorgerufen werden, ab. Vor allem bei kleinen Systemen, bei denen das Wand-Volumen-Verhältnis hoch ist, spielen die Wärmeleitung in und an der Wand sowie Radikalverlöschungseffekte eine große Rolle. Es gibt eine Reihe von Maßnahmen die stabilisierend auf einen Verbrennungsprozess wirken, diese sind jedoch applikationsspezifisch zu betrachten. An strömungsmanipulative Maßnahmen sind unter anderem das Etablieren einer Rezirkulationszone durch die Verwendung eines Flammenhalters, kleine Halteflammen oder das Verdrallen der Strömung aufzuführen. Hierbei spielt die Turbulenz eine wichtiger Rolle. Sind Wandverlöschungseffekte die Ursache der Instabilitäten, kann das Anpassen der Wandtemperatur oder der Einsatz eines Katalysators stabilisierend wirken.

3.1.2 Homogene Chemische Reaktion

Bei der Verbrennung handelt es sich um eine chemische Kettenreaktion. Die chemisch gebundene Energie eines Brennstoffes wird unter Verwendung eines Oxidators, in der Regel der Sauerstoff der Luft, in thermische Energie umgewandelt. Die Beschreibung dieser Reaktion kann als globale Reaktionsgleichung dargestellt werden. Im stöchiometrischen Fall lautet sie zum Beispiel für die Oxidation von Methan und Methanol:





Diese globale Darstellungsform zeigt lediglich den Anfangszustand (die Edukte) und den Endzustand (die Produkte) dieses Umwandlungsprozesses. Der eigentliche Ablauf beinhaltet eine Vielzahl von Zwischenschritten, diese werden in einem Elementarreaktionsmechanismus beschrieben. Eine Elementarreaktion ist eine Reaktion, die auf elementarer Ebene genau so abläuft wie sie beschrieben ist [34]. Elementarreaktionen laufen sehr schnell ab und können, wie auch die Globale Reaktion, in allgemeiner Form folgendermaßen dargestellt werden:

$$\sum_{i \in \mathbf{S}} \nu'_i A_i \Leftrightarrow \sum_{i \in \mathbf{S}} \nu''_i A_i. \quad (3.3)$$

Hierbei sind ν'_i bzw. ν''_i die stöchiometrischen Koeffizienten der Edukte bzw. Produkte A_i im thermodynamischen System \mathbf{S} . Die Reaktionsgeschwindigkeit $\dot{\omega}_i$, mit der ein an der Reaktion beteiligter Stoff gebildet bzw. verbraucht wird, wird als der Umsatz eines Stoffes pro Zeiteinheit und Volumen definiert und hat die Einheit $\frac{\text{mol}}{\text{m}^3 \text{s}}$. Sie entspricht der zeitlichen Änderung der Konzentration einer Spezies c_i .

Die Reaktionsgeschwindigkeit hängt unter anderem von der Konzentration der Reaktanden, von der Kollisionswahrscheinlichkeit wie auch von der Temperatur T (Kollisionsenergie) ab. Für einfache Reaktionen lassen sich diese theoretisch bestimmen. Bei komplexen Reaktionen kann die Reaktionsgeschwindigkeit unter Einbeziehung von Messungen mit folgendem Ansatz bestimmt werden:

$$\dot{\omega}_i = \frac{dc_i}{dt} = \sum_{k \in \mathbf{R}_g} \nu_{ik} k_k \prod_{j \in \mathbf{S}} c_j^{\tilde{\nu}'_{jk}}. \quad (3.4)$$

Hierbei entspricht $\tilde{\nu}'_{jk}$ der Reaktionsordnung, ν_i ist die Differenz der stöchiometrischen Koeffizienten, $\nu_i = \nu'_i - \nu''_i$, \mathbf{R}_g ist die Menge an Gas-Phasen-Reaktionen und k ist ein temperaturabhängiger Koeffizient, der sich nach dem Arrhenius-Ansatz bestimmen lässt:

$$k(T) = AT^\beta \cdot \exp\left(\frac{-E_a}{RT}\right) \quad (3.5)$$

A entspricht dem Frequenzfaktor, der die Zusammenstöße pro Zeiteinheit beschreibt, E_a ist die Aktivierungsenergie, die benötigt wird, um die Reaktion dauerhaft zu erhalten (siehe auch Abschnitt 3.2) und β ein Korrekturfaktor.

In der Regel laufen chemische Reaktionen als Hin- (f) und Rückreaktionen (r) ab. Ein System befindet sich makroskopisch im Gleichgewicht, wenn beide Reaktionsgeschwindigkeiten gleich groß sind. Das Verhältnis der Geschwindigkeitskoeffizienten der Hin- und Rückreaktion ergibt die Gleichgewichtskonstante K_C , die unter Einbeziehung der freien Energie $\Delta_R \bar{F}^0$ und der Beziehung $\Delta_R \nu = \sum_{i \in \mathbf{S}} \nu_i$ wie folgt dargestellt werden kann:

$$K_c = \frac{k^{(f)}}{k^{(r)}} = \prod_{i \in S} c_i^{v_i} = \exp \left(-\frac{\Delta_R \bar{F}^0}{RT} \right) c^{0\Delta_R v} \quad (3.6)$$

Die Gleichgewichtskonstante K_C gibt Aufschluss, auf welcher Seite das Gleichgewicht der Reaktion liegt. Man unterscheidet hierbei:

$K_C \gg 1$: Das Gleichgewicht liegt auf der Seite der Produkte.

$K_C \approx 1$: Alle Reaktionsteilnehmer liegen in annähernd gleicher Konzentration vor.

$K_C \ll 1$: Das Gleichgewicht liegt auf der Seite der Edukte.

3.2 Katalyse

Die Katalyse als Erscheinung in der chemischen Stoffumwandlung, findet man als Grundphänomen in den meisten industriellen Synthesen und in fast allen biologischen Reaktionen. In der Umwelttechnologie gilt sie als entscheidender Faktor der Effizienzsteigerung und Emissionsvermeidung. Der Begriff „Katalyse“ entstammt aus dem Griechischen und bedeutet soviel wie die Auflösung, Abschaffung, Aufhebung und wurde erstmals 1836 von Berzelius eingeführt. Die heute noch gültige Definition, „Ein Katalysator beschleunigt die Geschwindigkeit einer chemischen Reaktion, ohne die Gleichgewichtslage zu beeinflussen“, wurde 1895 von Oswald aufgestellt.

Prinzipiell kann eine chemische Reaktion, unter Anwesenheit eines Katalysators als zyklisch angenommen werden. Vereinfacht ausgedrückt werden Reaktanden am Katalysator gebunden und Produkte werden wieder abgespalten. Am Ende des Zyklusses liegt der Katalysator wieder im Ausgangszustand vor (Abb. 3.2).

Im diesem idealisierten Modell wird der Katalysator nicht verbraucht und steht unverändert für einen neuen Zyklus zur Verfügung. In der Realität gibt es neben dem gewollten katalytischen Zyklus auch Konkurrenzreaktionen, die den Katalysator chemisch verändern und dessen Reaktivität senken. Dieser Vorgang wird als Katalysatordesaktivierung bezeichnet.

Neben der Reaktionsbeschleunigung zeichnen sich Katalysatoren vor allem wegen ihrer Selektivität aus. Durch die geeignete Wahl eines Katalysators können die Produkte eines Ausgangsstoffes beeinflusst werden. Somit kann man drei Eigenschaften benennen, an denen ein Katalysator bewertet werden kann:

1. Aktivität
2. Selektivität
3. Stabilität

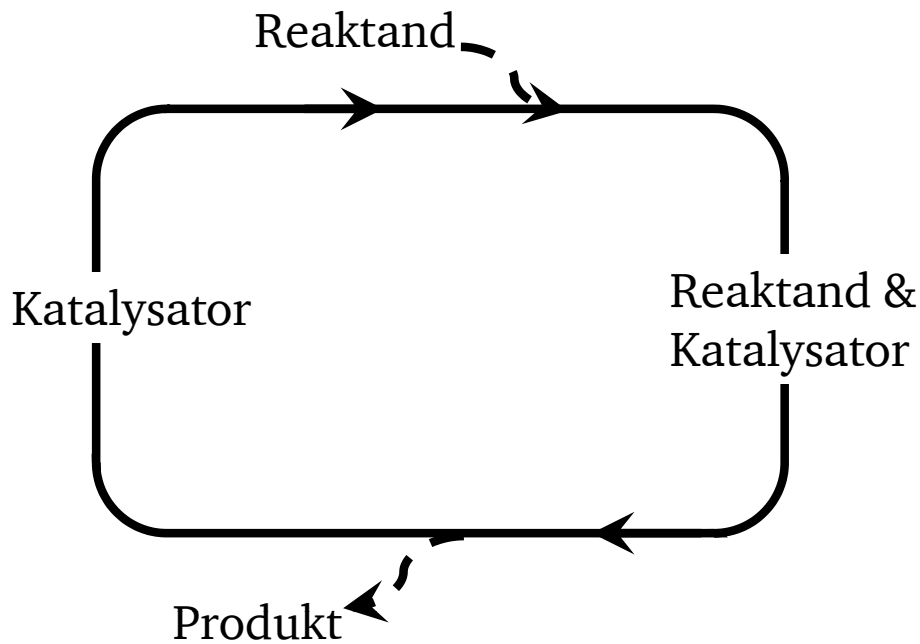


Abb. 3.2: Kreislauf der Katalyse

Aktivität

Die Ablaufgeschwindigkeit einer oder mehrerer Reaktionen in Gegenwart eines Katalysators wird Aktivität genannt. Die Aktivität eines Katalysators kann durch die Reaktionsgeschwindigkeit, die Geschwindigkeitskonstante k oder durch die Aktivierungsenergie E_a ausgedrückt werden. Die einfachste Art die Aktivität eines Katalysators darzustellen und zu vergleichen ist die Berechnung der Reaktionsgeschwindigkeit r . Zu beachten ist hierbei, dass diese nur für einen bestimmten Temperatur- und Konzentrationsbereich gilt:

$$r = \frac{\text{umgesetzte Stoffmenge eines Reaktanden}}{\text{Katalysatorvolumen bzw. -masse} \cdot \text{Zeit}} \quad (3.7)$$

Formel 3.7 drückt die zeitliche Änderung einer Stoffmenge n_A bezogen auf die Katalysatormasse bzw. auf das Reaktionsvolumen aus. Die Bestimmung der Geschwindigkeitskonstante k folgt in ihrer temperaturabhängigen Form dem Arrhenius-Ansatz wie in Formel 3.10.

Zu beachten ist jedoch, dass die Aktivität verschiedener Katalysatoren nicht ohne weiteres miteinander verglichen werden kann. Der Betriebspunkt kann bei zu vergleichenden Katalysatoren stark variieren und muss somit in der Begutachtung mitberücksichtigt werden.

Selektivität

Die Selektivität gibt als Kenngröße an, welcher Anteil des gegebenen Ausgangsstoffes zu einem favorisierten Produkt umgesetzt wurde. Angegeben wird diese im molaren- bzw. prozentuellen Verhältnis:

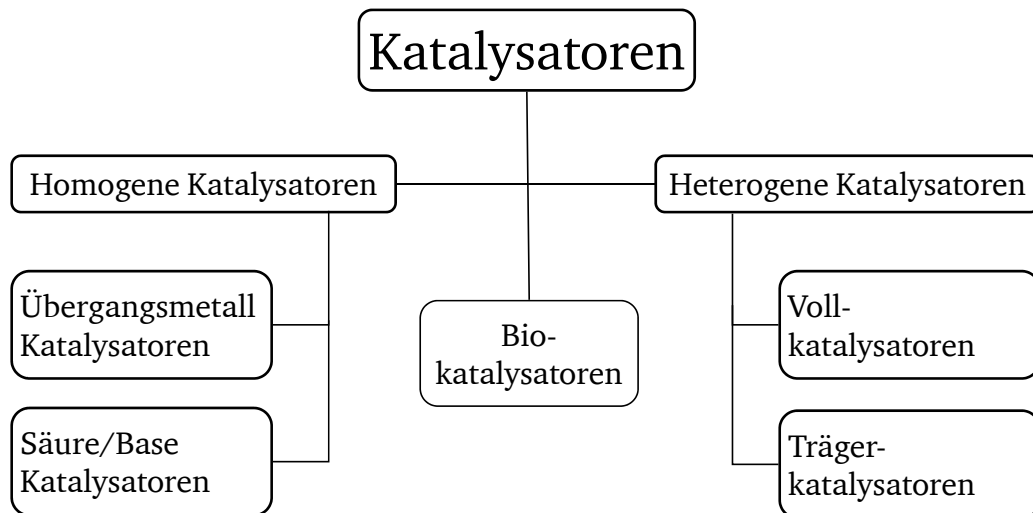


Abb. 3.3: Katalysatorunterteilung

$$S_p = \frac{n_p/v_p}{(n_{A,0} - n_A)/|v_A|} = \frac{n_p/v_p}{(n_{A,0} - n_A)v_p} \quad (3.8)$$

Hierbei ist v der stöchiometrische Koeffizient und n_i die Stoffmenge des Produktes bzw. des Ausgangsstoffes. Auch hier ist die Vergleichbarkeit nur unter konstanten Randbedingungen gegeben.

Stabilität (Desaktivierungsverhalten)

Die Stabilität, als dritter Hauptpunkt bei der Katalysatorbewertung, beurteilt die Resistenz des Katalysators gegenüber mechanischen, thermischen und chemischen Einflüssen. Man kann die Stabilität am zeitlichen Verhalten der Aktivität und Selektivität beurteilen. Die häufigsten Ursachen für die Deaktivierung eines Katalysators sind in der Zersetzung, Verkokung und Vergiftung zu finden.

3.2.1 Heterogene Katalyse

Die Unterteilung von Katalysatoren erfolgt in drei Hauptgruppen, den homogenen Katalysatoren, Biokatalysatoren und heterogenen Katalysatoren (Abb. 3.3).

Im Zuge dieser Arbeit kamen lediglich heterogene Katalysatoren zum Einsatz. Somit liegt der Fokus der weiteren Ausführung auf deren Eigenschaften.

Bei der heterogenen Katalyse gibt es zwischen dem Katalysator und den Reaktanden anders als bei der homogenen Katalyse eine Phasengrenze. Der Katalysator hat vorzugsweise eine feste Phase und die Reaktanden bilden ein Fluid. Die eigentliche Katalyse findet lediglich entlang der festen Katalysatoroberfläche statt, somit üben physikalische Transportphänomene, wie zum

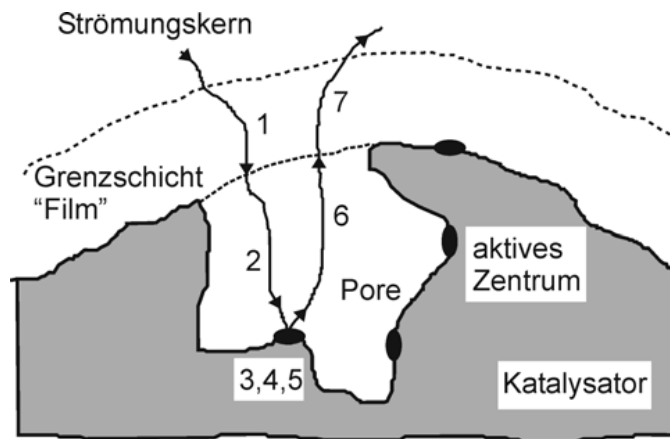


Abb. 3.4: Teilschritte der Katalyse [38]

Beispiel die Diffusion beim Ablauf der Gesamtreaktion, einen großen Einfluss aus. Der Ablauf der heterogenen Katalyse kann in sieben Hauptschritte eingeteilt werden (Abb. 3.4).

1. Diffusion der Edukte durch die Grenzschicht an die Katalysatoroberfläche
2. Diffusion der Edukte in die Poren des Katalysators (Porendiffusion)
3. Adsorption Reaktionsspezies
4. Chemische Reaktion
5. Desorption der Produkte
6. Diffusion der Produkte aus den Poren des Katalysators
7. Diffusion der Produkte durch die Grenzschicht zum Gasgemisch

Grundsätzlich kann jeder der aufgeführten Teilschritte für die chemische Reaktion geschwindigkeitsbestimmend sein. Die volle Ausnutzung der Katalysatorkapazität erfolgt jedoch nur dann, wenn die physikalischen Reaktionsschritte der Diffusion vernachlässigbar sind und nur die Adsorption, die chemische Reaktion und die Desorption geschwindigkeitsbestimmend sind. Bei der Adsorption muss man zwischen der physikalischen Adsorption auch Physisorption genannt und der „aktivierten“ Adsorption auch Chemisorption genannt unterscheiden. Nur bei der Chemisorption ist eine chemische Bindung zwischen dem Katalysator und den Edukten zu beobachten, die notwendig für die katalytische Reaktion ist. Dies führt zu der Schlussfolgerung, dass nicht jeder effektive Adsorbent ein guter Katalysator ist. Jedoch zeichnen sich Katalysatoren grundsätzlich durch gute Adsorptionsfähigkeiten aus. Die Physisorption und Chemisorption unterscheiden sich unter anderem in der Aktivierungsenergie und der freigesetzten Adsorptionswärme, die beide bei der Chemisorption im Vergleich relativ hoch sind. Die für die Katalyse notwendige Chemisorption ist stark von den Eigenschaften der Oberfläche abhängig. Heterogene Oberflächen mit vielen Ecken und Kanten sowie Gitterdefekten haben einen großen Einfluss

auf die Chemisorptionseigenschaften. Sie sind die aktiven Zentren einer Chemisorption und zeichnen sich durch Atome mit freien Valenzen aus.

Der Ablauf einer heterogenen katalysierten Gasreaktion kann durch den Langmuir-Hinshelwood-Mechanismus und den Eley-Rideal-Mechanismus beschrieben werden.

Langmuir-Hinshelwood-Mechanismus

Die Hauptannahme beim Langmuir-Hinshelwood-Mechanismus ist, dass die katalytische Oberflächenreaktion zwischen chemisorbierten Molekülen abläuft. Beide Edukte müssen an der Katalysatoroberfläche adsorbiert sein, um miteinander zu reagieren. Das bei der Reaktion entstehende Produkt befindet sich zunächst ebenfalls im adsorbierten Zustand und desorbiert im letzten Schritt (Abb. 3.5).

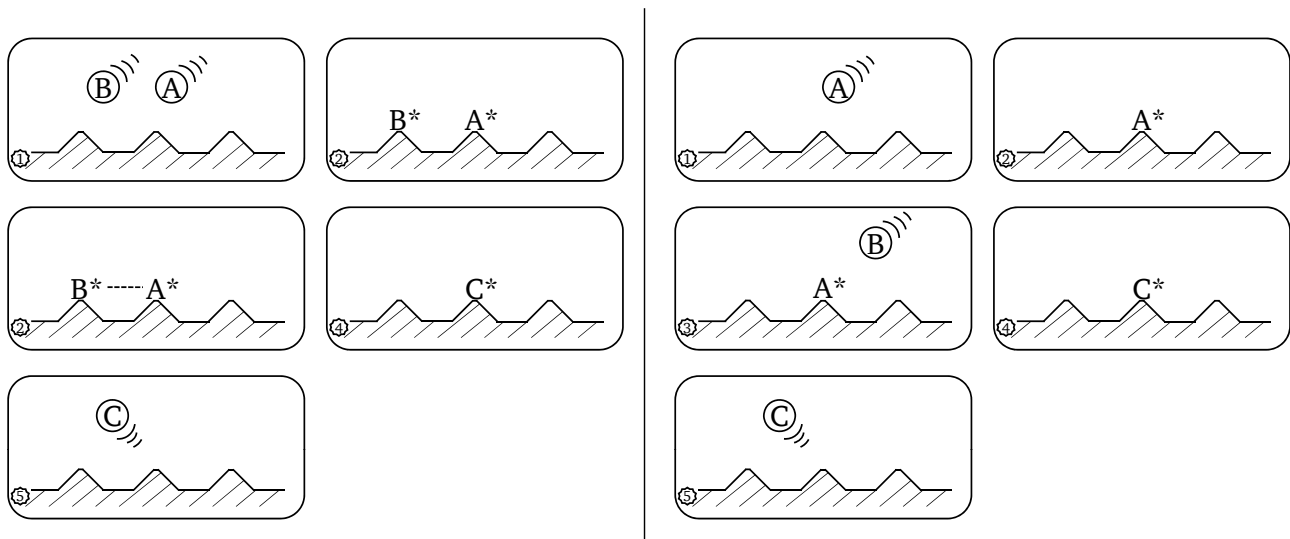


Abb. 3.5: Schematische Darstellung des Langmuir-Hinshelwood (links) und des Eley-Rideal (rechts) Mechanismus

Eley-Rideal-Mechanismus

Der Eley-Rideal-Mechanismus geht davon aus, dass nur einer der an der Reaktion beteiligten Reaktionspartner chemisorbiert sein muss, während der zweite Reaktionspartner sich in der Gasphase befindet. Das Produkt der Reaktion ist anfangs auch im chemisorbierten Zustand und wird im letzten Schritt desorbiert (Abb. 3.5).

Katalytische Aktivität

Der reaktionsfähige Zustand eines Moleküls ist von dessen aktivierter Adsorption auf der Katalysatoroberfläche abhängig. Hierbei ist die adsorptive Bindung von hoher Bedeutung. Diese

muss eine optimale Bindungsstärke aufweisen, um eine Reaktionsfähigkeit herbeizuführen. Erklären kann man dieses Verhalten mit den energetischen Aspekten einer Chemisorption. Aktive Zentren einer Katalysatoroberfläche sind auf freie Valenzen bzw. Elektronendefekte zurückzuführen, diese bewirken eine Lockerung der Bindung innerhalb eines adsorbierten Moleküls. Der herbeigeführte energetisch günstigere Zustand erleichtert somit Folgereaktionen.

Abbildung 3.6 zeigt quantitativ den energetischen Ablauf einer heterogen katalysierten Gasphasenreaktion im Vergleich mit einer konventionellen Gasphasenreaktion. Zu beachten ist hierbei besonders der Unterschied zwischen der scheinbaren Aktivierungsenergie relativ zum Grundzustand zu der wahren Aktivierungsenergie ausgehend vom chemisorbierten Zustand.

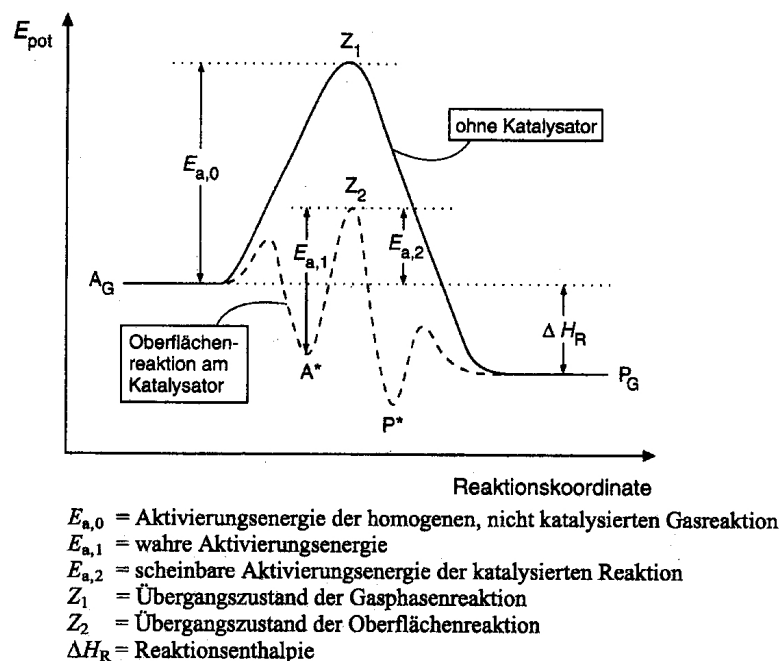


Abb. 3.6: Ablaufdiagramm einer heterogen katalysierten Gasphasenreaktion $A_G \rightarrow P_G$ [32]

3.2.2 Oberflächenreaktion

Ebenso wie der homogene Verbrennungsprozess (siehe Abschnitt 3.1.2) kann auch die Oberflächenreaktion als eine chemische Reaktion mathematisch ausgedrückt werden. Hierbei müssen wie bereits beschrieben die Vorgänge der Adsorption, Desorption sowie auch die Diffusion der Reaktanden an die Oberfläche berücksichtigt werden. Die weitere Ausführung orientiert sich an der Implementierung der Oberflächenreaktion im Programm DETCHEM, welches während dieser Arbeit zur Sensibilitätsanalysen benutzt wurde. Angelehnt an die Gleichung 3.4 kann die Reaktionsgeschwindigkeit einer Oberflächenreaktion wie folgt ausgedrückt werden:

$$\dot{s}_i = \sum_{k \in R_s} \nu_{ik} k_k \prod_{j \in S} c_j^{\tilde{\nu}'_{jk}} \quad (3.9)$$

So ist \dot{s}_i die Reaktionsgeschwindigkeit einer Elementarreaktion der Oberflächenreaktionen \mathbf{R}_s , wobei s für das englische Wort Oberfläche „Surface“ steht. Prinzipiell kann der Koeffizient k durch den Arrhenius-Ansatz ausgedrückt werden. Man kann hierbei zusätzlich die lokalen Interaktionen der Adsorbate und deren Einfluss auf die Reaktionsgeschwindigkeit separat durch einen Modellierungsfaktor ausdrücken:

$$k_k = A_k T^{\beta_k} \cdot \exp\left(\frac{-E_{a,k}}{RT}\right) \cdot f_k(\{\Theta_i\}) \quad (3.10)$$

Der von der „Surface Coverage Fraction“ der Bedeckungsrate Θ abhängige Modellierungsfaktor f setzt sich wie folgt zusammen:

$$f_k = \prod_{i \in \mathbf{S}_s} \Theta_i^{\mu_{ik}} \cdot \exp\left(\frac{\epsilon_{ik} \Theta_i}{RT}\right) \quad (3.11)$$

Hierbei sind μ_{ik} und ϵ_{ik} weitere Modellierungsparameter.

Als weitere Möglichkeit kann die katalytische Reaktionsgeschwindigkeit unter Zuhilfenahme einer Adsorptionswahrscheinlichkeit ausgedrückt werden. Hierbei stellt S_i^0 den Wahrscheinlichkeitsfaktor ($0 \leq S_i^0 \leq 1$) dar. Da die Adsorption einer Spezies von weiteren Parameter wie zum Beispiel der Oberfläche abhängt, ergibt sich mit S_i^{eff} eine effektive Adsorptionswahrscheinlichkeit:

$$S_i^{eff} = S_i^0 \cdot \prod_{j \in \mathbf{S}_s} \Theta_j^{v'_{jk} + \mu_{jk}} \quad (3.12)$$

Mit der Temperatur, Konzentration, Molmasse M_i und universellen Gaskonstante R ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\dot{s}_i = S_i^{eff} \sqrt{\frac{RT}{2\pi M_i}} c_i \quad (3.13)$$

3.3 Thermoelektrizität

Dieser Abschnitt der Grundlagen kann das komplexe Thema der Thermoelektrizität nur komprimiert wiedergeben. Bei weiterem Interesse wird auf folgende Literatur verwiesen [4, 59, 63, 69, 76, 83]. Das Phänomen der Thermoelektrizität, bekannt unter dem Seebeck-Effekt bzw. dem Peltier-Effekt, basiert auf der Thermodiffusion von Ladungsträgern. Die Ursache der Thermoelektrizität liegt in der orts- und temperaturabhängigen Geschwindigkeitsverteilung der Ladungsträger. Der Seebeck-Effekt als physikalisches Phänomen der thermoelektrischen

Energiegenerierung stellt die Basis des vorgestellten Systems ohne bewegliche Teile dar. Aufgrund dessen steht dieser im Interesse der weiteren Ausführung.

Liegt an einem elektrischen Leiter bzw. Halbleiter eine Temperaturdifferenz an, so ist bedingt durch thermodiffusive Ladungsbewegungen eine Spannung zu messen. Der Grund hierfür liegt in den größeren Geschwindigkeitsvektoren der Ladungsträger, die sich von der warmen zu kalten Seite bewegen, verglichen zu denen, die sich von der kalten zu warmen Seite bewegen. Diese zu messende Potenzialdifferenz ist proportional zur anliegenden Temperaturdifferenz:

$$U \propto \Delta T \quad (3.14)$$

Das Verhältnis zwischen der Potenzialdifferenz und der Temperaturdifferenz ergibt den materialspezifischen Seebeck-Koeffizienten S

$$S = \frac{U}{\Delta T} \quad (3.15)$$

Der Koeffizient beschreibt die Fähigkeit eines Materials eine Thermospannung aufzubauen. Er ist temperaturabhängig und bei Halbleitern stark von deren Dotierung abhängig. Schaltet man zwei verschiedene Materialien in Reihe zu einer Thermoelementschaltung und befinden sich die Kontaktstellen der beiden Materialien auf verschiedenen Temperaturniveaus, führt dies zu einem relativen Seebeck-Koeffizienten der Leiterkombination (Abb. 3.7).

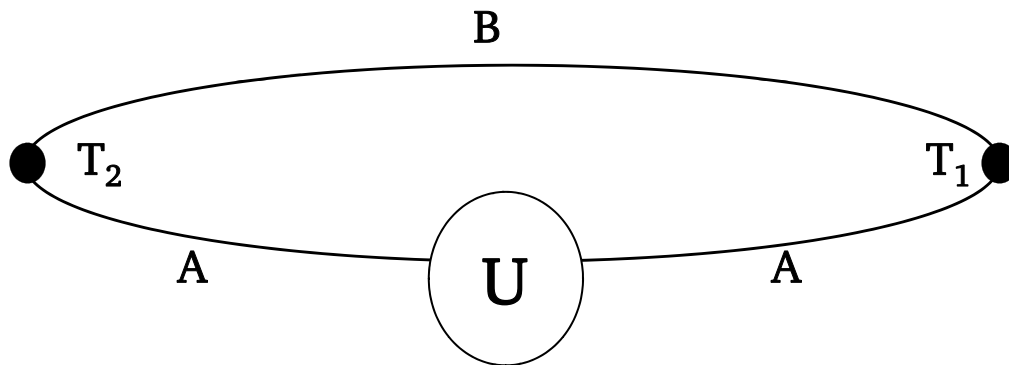


Abb. 3.7: Thermoelementschaltung zweier thermoelektrischer Materialien A und B

$$U = (S_B - S_A) \cdot (T_H - T_K) \quad (3.16)$$

Hierbei führt eine geeignete Wahl aus n- und p-dotierten Schenkelmaterialien zu einer Addition der Seebeck-Koeffizienten und somit zu einer höheren nun technisch relevanten Spannung. Eine Reihenschaltung derartig aufgebauter Thermoelementschenkel führt zum funktionellen Aufbau eines thermoelektrischen Generators (Abb. 3.9).

Um die Güte eines thermoelektrischen Materials zu bestimmen, kann man dies nicht ausschließlich auf Grundlage des Seebeck-Koeffizienten tun. Die materialspezifischen Eigenschaften

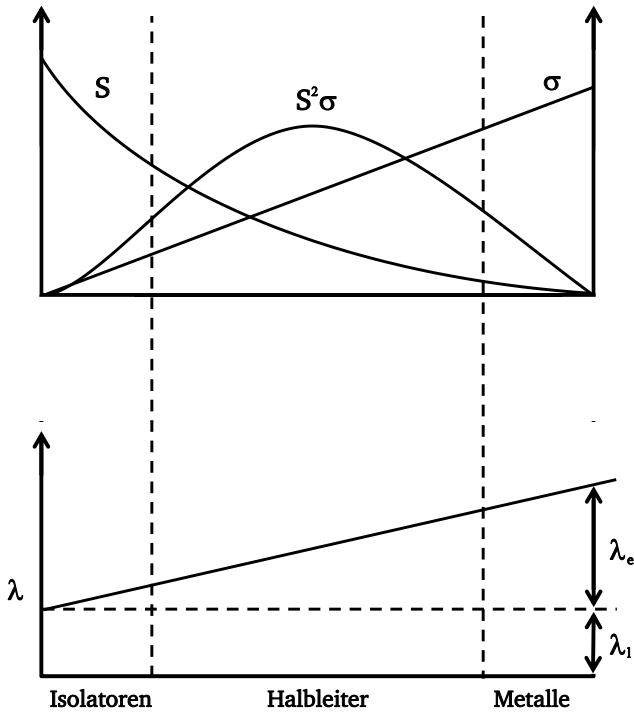


Abb. 3.8: Ladungsträgerabhängigkeit von thermischer Leitfähigkeit λ , von elektrischer Leitfähigkeit σ und vom Seebeck-Koeffizienten S [63]

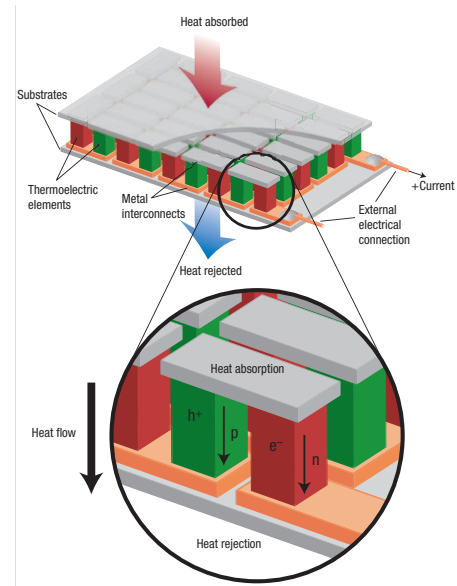


Abb. 3.9: Thermogenerataraufbau [76].

elektrische Leitfähigkeit σ und thermische Leitfähigkeit λ , die wiederum temperaturabhängige Größen darstellen, beeinflussen die thermoelektrische Güte eines Materials zusätzlich (Abb. 3.8).

Aus diesem Zusammenhang ergibt sich die dimensionslose thermoelektrische Gütezahl „Figure of Merit“ ZT , welche die materialspezifischen Eigenschaften vom S , σ und λ in einer Gütezahl zusammenfasst.

$$ZT = \frac{\sigma S^2}{\lambda} T \quad (3.17)$$

ZT zeigt deutlich auf, welche Anforderungen sich an ein thermoelektrisches Material stellen. Hierbei sollten der Seebeck-Koeffizient S sowie die elektrische Leitfähigkeit σ möglichst hoch sein, bei gleichzeitig niedriger thermischer Leitfähigkeit λ . Dieses Verhalten weisen vor allem Halbleiter auf, deren thermoelektrisches Verhalten, durch Dotierung beeinflusst werden kann. Aufgetragen über die mittlere anliegende Temperatur kann die Figure of Merit verschiedener Materialien miteinander verglichen und quantifiziert werden (Abb. 3.10).

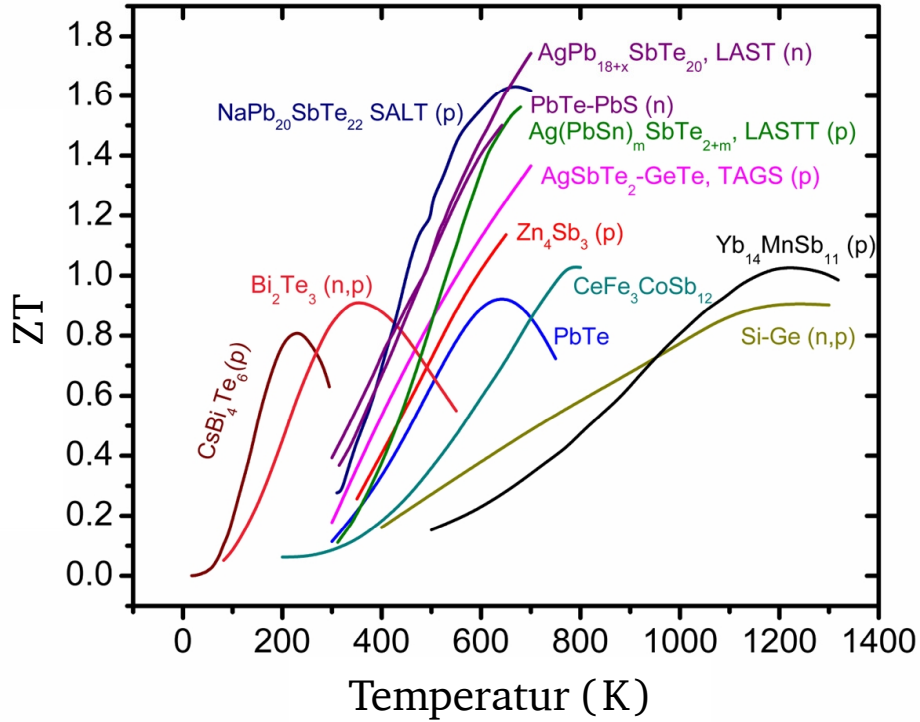


Abb. 3.10: ZT „Figure of Merit“ aufgetragen über der Temperatur [82]

Thermoelektrischer Wirkungsgrad

Die Effizienz eines thermoelektrischen Generators ergibt sich aus dem Verhältnis der zugeführten thermischen Energie zu der thermoelektrisch generierten elektrischen Energie:

$$\eta = \frac{\text{thermoelektrisch generierte Energie}}{\text{zugeführte thermische Energie}} \quad (3.18)$$

Der maximale Wirkungsgrad eines thermoelektrischen Moduls, an dem eine definierte Temperaturdifferenz anliegt, ist ein Produkt aus dem Carnot-Wirkungsgrad multipliziert mit einem materialspezifischen Faktor.

$$\eta_{\max} = \frac{T_H - T_K}{T_H} \frac{\sqrt{1 + Z\bar{T}} - 1}{\sqrt{1 + Z\bar{T}} + \frac{T_K}{T_H}} \quad (3.19)$$

Dabei ist T_H die Temperatur an der heißen Seite des thermoelektrischen Materials und T_K die Temperatur an der kalten Seite. $Z\bar{T}$ ist der thermoelektrische Gütefaktor der mittleren Temperatur.

3.4 Ioneninduzierte Strömung

Dieser Abschnitt befasst sich mit den elektrotechnischen Grundlagen, die zur Beschreibung eines ioneninduzierten Volumenstroms benötigt werden. Hierbei steht der Korona-Effekt, der zur Ionengenerierung benutzt wird, und die Induzierung eines Volumenstroms durch Ionenbewegung im Vordergrund. Zur weiteren Vertiefung wird auf folgende Literatur verwiesen [21, 33, 42, 62, 86, 87].

3.4.1 Korona-Effekt

Setzt sich ein Gas aus elektrisch neutralen Atomen bzw. Molekülen zusammen, so gilt es als absoluter Nichtleiter. Eine elektrische Leitfähigkeit kann nur dann eintreten, wenn eine äußere Kraft \vec{F} Elektronen aus den Atomen herauslöst. Die dabei übrig gebliebenen Restatome (Ionen) und Elektronen können nun, beispielsweise den Feldkräften ausgesetzt, zu den Elektroden wandern. Dieser Vorgang der Aufspaltung eines neutralen Atoms bzw. Moleküls in negative und positive Ladungsträger wird als Ionisation bezeichnet.

Es gibt verschiedene Formen der Ionisation. Ihre Unterteilung orientiert sich an ihrer Entstehungsform. Entsteht ein Ion durch eine Kollision zwischen einem Gasatom und einem Teilchen, so spricht man von der Stoßionisation. Ionisation durch elektromagnetische Strahlung, indem ein Photon absorbiert wird, wird Photoionisation genannt. Bei der thermischen Ionisation kommt es aufgrund der kinetischen Energie der thermischen Teilchenbewegung zu Zusammenstößen, die Ionen generieren. Weiter gibt es die Feldionisation, bei der es aufgrund eines starken elektrischen Feldes zu einer Ionenbindung kommt. Liegt ein starkes elektrisches Feld an, kommt es beim Erreichen einer bestimmten elektrischen Feldstärke zu einer Gasentladung.

Die Ionisierungsenergie W_i , die benötigt wird, um ein Elektron auf einen unendlichen Bahnradius zu bringen, kann bei der Annahme eines kugelförmigen Atomkerns wie folgt ausgedrückt werden:

$$W_i = \int_{r_B}^{\infty} \vec{F} d\vec{r} = e \int_{r_B}^{\infty} \vec{E} d\vec{r} = eU_i = \frac{e}{\epsilon_0 \cdot 4\pi r_B} \quad (3.20)$$

Hierbei entspricht e der Elementarladung, U_i der Ionisierungsspannung, ϵ_0 der Permittivität und r_B dem Bahnradius.

Grundsätzlich unterscheidet man zwischen zwei Erscheinungsformen von Gasentladungen: der Vorentladung und dem Durch- bzw. Überschlag. In homogenen bzw. schwach inhomogenen elektrischen Feldern führt das Erreichen der Zündspannung zum sofortigen Durchschlag. Das Phänomen der Vorentladung tritt nicht auf. In einem stark inhomogenen Feld, das sich beispielsweise zwischen einer stark gekrümmten und einer nicht gekrümmten Elektrode (Spitze-Platte-Anordnung) einstellt, kommt es beim Überschreiten einer bestimmten charakteristischen

Feldstärke zu einer Vorentladung, die auch Koronaentladung oder Glimmentladung genannt wird. Die Vorentladung wird durch eine lokale Feldstärkenüberhöhung im Bereich der stark gekrümmten Elektrode (Spitze) ermöglicht. In diesem Bereich herrschen günstige Ionisierungsbedingungen. Es gilt der Grundsatz, dass mit zunehmender Inhomogenität des elektrischen Feldes die Einsetzspannung U_e für die Vorentladung abnimmt, wobei sich die Durchschlagsspannung U_d gleichzeitig auf einem hohen Niveau stabilisiert. Weiterhin ist die Polarität der stark gekrümmten Elektrode für das Durchschlagsverhalten von Bedeutung. Bei negativer spitzen Elektrode ist der Entladungseinsatz günstiger, denn der Durchschlag tritt bei höheren Spannungen ein als bei einer positiven Spitze [42].

3.4.2 Volumenstrom durch Ionenbewegung

Ein unidirektionaler Volumenstrom kann durch ein starkes elektrisches Feld induziert werden. Hierbei wird elektrische Arbeit an einer Ionenwolke verrichtet, die sich zwischen einer Ionenquelle und einer Elektrode bzw. zwei Elektroden befindet. Im stationären Fall entspricht die volumenbezogene Kraft F_v , die auf die Ladungsträger wirkt, der Volumenkraft, die auf dem Gasvolumen anliegt. Geht man von einer isothermen Strömung aus, so kann das System, ausgehend von der Poisson-Gleichung, wie folgt beschrieben werden.

$$\nabla^2 \Phi = -\frac{q}{\epsilon} \quad (3.21)$$

Φ ist das elektrische Potenzial, q die Raumladungsdichte und ϵ die Permittivität des umgebenden Gases. Der Ladungstransport durch das umgebende Gas kann als

$$\vec{j} = q(K\vec{E} + \vec{V}) - D\nabla q \quad (3.22)$$

beschrieben werden. \vec{j} ist hierbei die elektrische Stromdichte, K ist die Mobilität der Ionen, \vec{E} die elektrische Feldstärke, D der Ionen-Diffusionskoeffizient und \vec{V} entspricht der Gasgeschwindigkeit, die Ladungstransport bewirkt. Für den stationären Fall gilt folgende Bedingung für die Kontinuitätsgleichung der Elektrodynamik.

$$\nabla \cdot \vec{j} = 0 \quad (3.23)$$

Da in einem starken elektrischen Feld der Ionentransport maßgeblich durch elektrische Kräfte bestimmt ist, ergibt sich somit unter der Annahme, dass Ionendiffusion und Ionentransport durch Konvektion vernachlässigbar sind, aus den Gleichungen 3.21, 3.22 und 3.23 folgender Zusammenhang:

$$\nabla q \cdot \nabla \Phi = \frac{q^2}{\epsilon} \quad (3.24)$$

Die Randbedingung zur Beschreibung der Ionenquelle kann als punktförmig angenommen werden, wenn es sich beispielsweise um eine Koronaentladung handelt, die an der Spitze einer Kathode zu beobachten ist.

Die anliegende Kraft lässt sich in die Impulsgleichung einbinden und koppelt somit die Ionenbewegung mit der Strömung des neutralen Fluids. Am Beispiel des einfachsten Falles einer planaren Ionenquelle und Maßelektrode kann die volumenbezogene Kraft F_v , wie folgt hergeleitet werden.

$$F_{v\pm} = E n_{\pm} e \quad (3.25)$$

mit der lokalen elektrischen Stromdichte j ,

$$j = K_{\pm} n_{\pm} E e \quad (3.26)$$

ergibt sich folgender Zusammenhang

$$F_{v\pm} = j / K_{\pm} \quad (3.27)$$

wobei e für die Elementarladung, n Ladungsträgerdichte und \pm für die Polarität steht. Somit ergibt sich der Zusammenhang, dass in diesem Fall, die auf das Fluid wirkende Kraft von der elektrischen Stromdichte und der Mobilität der Ionen abhängig ist.

4 Temperatormesstechniken

Dieses Kapitel befasst sich mit den Temperatormesstechniken, die im Zuge dieser Arbeit zum Einsatz kommen. Die angewendeten Messtechniken dienen zur thermodynamischen Charakterisierung und Optimierung des Systems. Thermoelemente und thermographische Phosphore werden bei der Temperaturbestimmung verwendet, die Gasanalyse wird mit Hilfe elektrochemischer oder optischer Sensoren durchgeführt.

Temperatur

Die Temperatur ist eine intensive Zustandsgröße. Sie ist ein Skalar, dessen Maß in Kelvin K angegeben wird. Der erste Fixpunkt 0 K der Kelvin-Temperaturskala ist der absolute Nullpunkt. In diesem Zustand kommt die Atom- bzw. Molekularbewegung zum Erliegen. Dies führt zu der Aussage, dass keine negativen Temperaturen vorherrschen können. Als zweiter Fixpunkt der Kelvin-Temperaturskala ist der Tripelpunkt des Wassers festgelegt. Dieser liegt bei 273,16 K bzw. 0,01 °C. Der Teilschritt der Temperaturdifferenz von 1 K ist historisch bedingt äquivalent zu 1 °C, der im Alltag gebrauchten Temperaturskala-einteilung. Die Celsius-Skala definiert ihre Fixpunkte im Schmelzpunkt des Eises bei 0 °C und in der Siedetemperatur des Wasser bei 100 °C und teilt diesen Bereich in 100 gleichgroße Teilschritte ein.

Die Temperatur kann nicht direkt von der ungeordneten Bewegung der Atom- und Molekularbewegung abgeleitet werden, da diese messtechnisch nicht zugänglich sind. Die Auswirkung der Temperatur auf physikalische Eigenschaften, wie zum Beispiel die Ausdehnung von Metallen oder Flüssigkeiten, elektrischen Widerstand, Thermospannung oder das Abklingverhalten von thermographischen Phosphoren lässt bei geeigneter Kalibrierung auf die absolute Temperatur zurückschließen.

Die verschiedenen Temperaturmessverfahren lassen sich in unterschiedliche Gruppierungen einteilen. Diese individuellen Unterteilungen können sich zum Beispiel am Wirkprinzip, an der Dynamik oder anderen Charakteristiken orientieren. In der Strömungsmesstechnik ist es eine gängige Methode Messverfahren nach der Invasivität zu gliedern.

Tabelle 4.1 stellt ausgewählte Temperaturmessverfahren dar und gliedert sie in invasive, semi-invasive und nicht-invasive Methoden. Im weiteren Verlauf wird lediglich auf die in dieser Arbeit verwendeten Temperaturmessprinzipien des Thermoelektrischen Effekts (Thermoelement) und der Phosphor-Thermometrie näher eingegangen.

4.1 Thermoelemente

Das physikalische Wirkprinzip der Thermoelemente basiert auf dem in Abschnitt 3.3 beschriebenen Thermoelektrischen Effekt. Der auf Thermodiffusivität basierende Seebeck-Effekt stellt

Tabelle 4.1: Einteilung ausgewählter Temperaturmesstechniken [8]

Invasiv	semi-Invasiv	nicht-invasiv
- Thermische Expasion	- Flüssigkeitskristalle (TLC)	- Infrarot Thermometrie
- Seebeck Effekt	- Thermographische Phosphore (TP)	- Brechungsindex-Methoden
- El.Widerstand	- Temperatursensitive Farben(TSP)	- Laserinduzierte Fluoreszenz (LIF)
- Halbleiter	- Wärmesensitive Farben(HSP)	- Rayleigh- und Raman-Streuung
- Faseroptische Sonden		- Kohärente anti-Stokes Raman-Spektroskopie (CARS)
- Kapazitive Thermometer		
- Rausch-Thermometrie		
- Quarz-Thermometrie		

somit die Grundlage für die Funktionsweise eines zur Temperaturmessung verwendeten Thermoelements dar. Die gemessene Spannung zwischen den Kontaktstellen zweier unterschiedlicher Materialien A und B ist einer Temperaturdifferenz $\Delta T = T_1 - T_2$ zuzuordnen. Somit misst ein Thermoelement lediglich eine Temperaturdifferenz und keine Absoluttemperatur. Zwei verschiedene Grundschaltungen zur Temperaturmessung auf Grundlage des Thermoelektrischen Effekts, deren Gebrauch zur unterschiedlichen messtechnische Anforderungen führen, sind vorstellbar (Abb. 4.1).

Zu unterscheiden ist hierbei eine Thermoelementschaltung, in der die Leiterschleife innerhalb eines Leiters aufgetrennt ist (Abb. 4.1 oben) und die Thermoelementschaltung, an der die Kontaktstelle aufgetrennt ist (Abb. 4.1 unten). In Abbildung 4.1 repräsentieren die Bezeichnungen A und B die thermoelektrischen Materialien, die ein Thermoelement bilden. Das Material C ist ein drittes Leitermaterial, welches beispielhaft mit einem Messgerät verbunden ist. Die Nichtbeachtung des Leitermaterials C kann zu einem erheblichen Messfehler führen, da sich durch die Thermopaarungen A/C und A/B ebenfalls Thermospannungen bilden können, welche die Messspannung verfälschen. Die Einbeziehung bzw. die Kompensation dieser unerwünschten Spannungen führen zu Grundprinzipien, die im Folgenden erläutert werden.

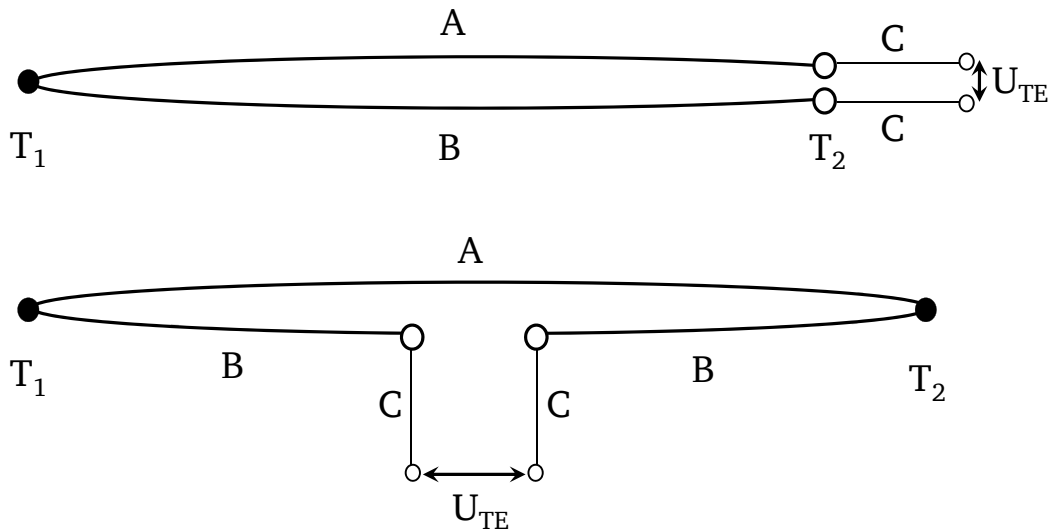


Abb. 4.1: Thermoelektrische Grundschaltungen eines Thermoelements

Thermoelement mit getrennter Anschluss- und Vergleichsstelle

Das in Abbildung 4.2 dargestellte Thermoelement mit getrennter Leiterschleife und somit getrennter Vergleichsstelle wird maßgeblich von vier Temperaturen bestimmt. Die Temperatur T_M ist hierbei die Messstelle, T_V ist die Vergleichsstelle und T_{A1} und T_{A2} sind die Temperaturen der Anschlussstellen. Die maßgebliche Anforderung an ein Thermoelement mit getrennter Vergleichsstelle ist, dass der zeitliche Verlauf der Temperaturen der Anschlussstellen gleich sein muss $T_{A1}(t) = T_{A2}(t)$. Dabei müssen die Temperaturen weder bekannt noch konstant sein. Diese Anforderung resultiert in einem Nichtauftreten der unerwünschten Thermospannung durch die Paarung A/C bzw. C/B, da keine Temperaturdifferenz zwischen ihnen vorliegt.

Die praktische Realisierung dieser Anforderung erfolgt normalerweise durch massive, elektrisch isolierte und thermisch gekoppelte Anschlussklemmen, um relevante Temperaturdifferenzen zwischen den Anschlusstellen zu vermeiden. Desweiteren benötigt diese Messanordnung eine konstante und bekannte Vergleichstellentemperatur T_V . Bei Labormessungen ist hierbei der Einsatz eines Eispunkt-Gefäßes üblich.

Thermoelement mit kombinierter Vergleichs- und Anschlussstelle

Beim überwiegenden Teil der im Einsatz befindlichen Thermoelemente handelt es sich um Thermoelemente, die eine aufgetrennte Leiterschleife an einer Verbindungsstelle aufweisen. Abbildung 4.3 zeigt den prinzipiellen Aufbau eines Thermoelementes mit einer kombinierten Vergleichs- und Anschlussstelle. In dieser Anordnung müssen die Anschlusstemperaturen gleich sein und der Vergleichstemperatur entsprechen $T_{A1} = T_{A2} = T_V$. Die Vergleichstemperatur T_V muss zusätzlich einen bekannten konstanten Wert annehmen bzw. der Vergleichstellentemperatureinfluss muss gemessen werden.

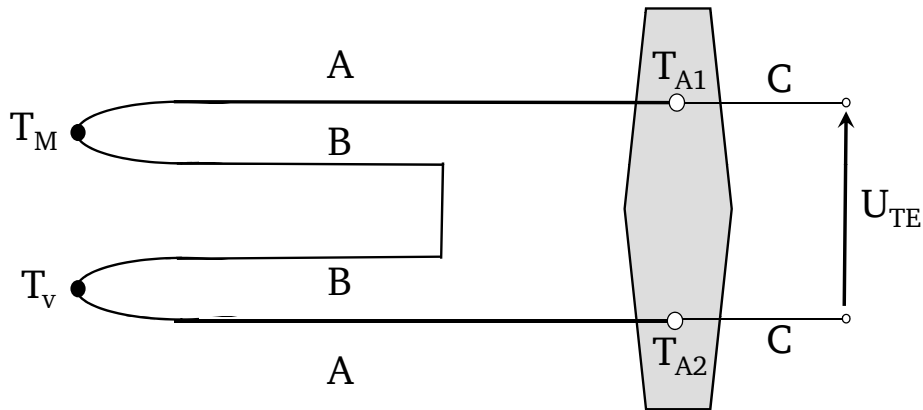


Abb. 4.2: Thermoelement mit getrennter Anschluss- und Vergleichsstelle

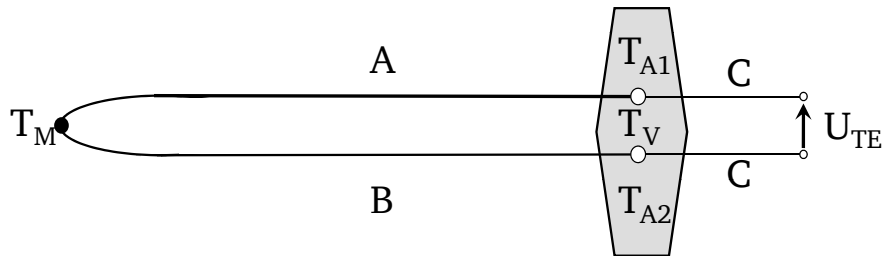


Abb. 4.3: Thermoelement mit kombinierter Anschluss- und Vergleichsstelle

Die gängigen kommerziell zu erwerbenden Thermoelemente unterliegen einer internationalen Normierung. Hierbei sind in der Regel deren Kennliniengleichungen und Grundwerte auf eine Vergleichstemperatur von:

$$T_V = T_0 = 0^\circ\text{C} \quad (4.1)$$

bezogen. Entspricht die vorliegende Vergleichstemperatur nicht dieser ($T_V \neq T_0$), ist eine Korrektur der gemessenen Spannung $U(T_M, T_V)$ notwendig, um einen Vergleich mit den normten Kennlinien zu ermöglichen. Dabei ist die Nichtlinearität der Thermoelement-Kennlinie zu beachten. Dabei gilt grundsätzlich

$$U(T_M, T_0) = U(T_M, T_V) + U(T_V, T_0). \quad (4.2)$$

Die Korrektur der Messspannung kann entweder rechnerisch oder durch die Addition einer Korrekturspannung erfolgen. Bei der Korrekturspannungsaddition gilt, dass diese gleich der thermoelektrischen Spannung ist, die sich zwischen der abweichenden Vergleichsstellentemperatur T_V und der kalibrierten Vergleichsstellentemperatur T_0 bilden würde:

$$U_K(T_V) = U(T_V, T_0) \quad (4.3)$$

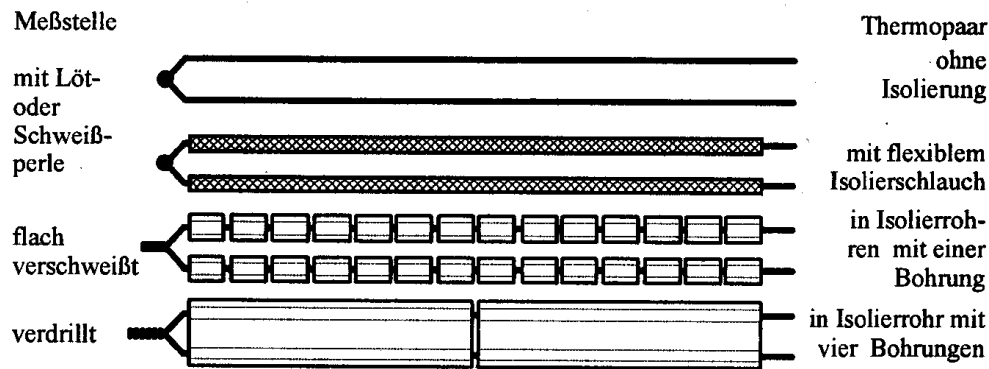


Abb. 4.4: Bauformen von Draht- Thermoelementen [5]

Die Realisierung einer Korrekturspannung kann auf verschiedene Weisen erfolgen, zum Beispiel unter Anwendung einer temperaturabhängigen Brückenschaltung oder einer vergleichstemperaturgesteuerten Kompensationsspannung [5, 44].

Bei prozessorunterstützten digitalen Messgeräten kommt üblicherweise die rechnerische Korrektur zum Einsatz. Die abweichende Vergleichsstellentemperatur T_V an den Anschlussklemmen wird mit Hilfe eines Temperatursensors bestimmt und anschließend die Korrektur unter Verwendung von normierten Kennkurven berechnet. Hierbei kommt der Vorteil der Thermoelementnormierung deutlich zum Vorschein, welche eine definierte Kennkurve für einen bestimmten Thermoelementtyp vorschreibt.

4.1.1 Thermoelementbauformen

Draht-Thermoelemente

Die klassischen, oftmals auch selbst angefertigten Drahtthermoelementbauformen unterscheiden sich hauptsächlich durch den Kontakt an der Messstelle bzw. durch die Isolierung. Ein niederohmiger Kontakt zwischen den einzelnen Thermodrähten kann einfach durch Verdrillen, Klemmen oder auch durch Löten und Schweißen erfolgen. Gängige Isolationen bilden Isolierrohre oder Isolierschläuche aus verschiedenen Materialien, wie Thermoplaste oder Keramik. Während bei dickeren Thermodrähten kurze separate Isolierröhrchen zum Einsatz kommen, werden bei dünneren Drähten längere Isolierrohre je nach Einsatz mit mehreren Bohrungen bevorzugt. Abbildung 4.4 zeigt typische Formen von Drahtthermoelementen, die zusätzlich noch kombinierbar sind.

Derartige Drahtthermoelemente eignen sich für den Einsatz in nicht aggressiven Gasen bei moderaten Temperaturen. Bei höheren Temperaturen müssen eventuelle Inhomogenitäten durch Fremdstoffe zum Beispiel aus Lötverbindungen in Betracht gezogen werden. Das dynamische Verhalten sowie der statistisch-thermische Messfehler sind hierbei durch die Dicke der Thermodrähte und die Wärmekapazität der Verbindungsstellen stark abhängig. Somit eignen sich dünne Drahtthermoelemente sehr gut zur Messung schneller Temperaturänderungen und lokaler Temperaturverteilungen in Grenzschichten sowie auf schlecht wärmeleitenden

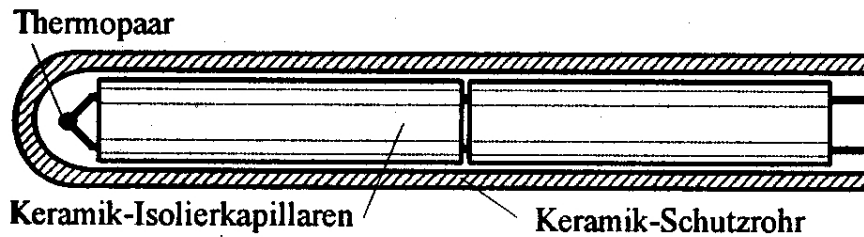


Abb. 4.5: Schematischer Aufbau eines Thermoelementes mit Keramikschutzrohr [5]

Oberflächen, wobei die Invasivität eines Thermoelements in der Grenzschicht zu beachten ist. Handelt es sich um eine aggressive Messumgebung, bei der das offene Thermoelement beschädigt werden kann bzw. nicht funktionsfähig ist, können die Thermodrähte und die Messstelle mit einem Isolierrohr geschützt werden. Abbildung 4.5 zeigt den schematischen Aufbau eines Keramikschutzrohres, welches das Thermoelement beispielsweise vor zu hohen Temperaturen oder elektrischem Kontakt schützen kann. Der Einsatz von Keramikmaterialien auf Aluminium-Silikatbasis ermöglicht zum Beispiel einen Temperaturmessbereich bis zu 1800 °C.

Mantelthermoelemente

Bei Mantelthermoelementen handelt es sich in der Regel um kommerziell erhältliche Thermoelemente, deren Temperaturverhalten und Aufbau definierte Regeln und Normen unterliegt. Abbildung 4.6 zeigt den Querschnitt eines Mantelthermoelements und dessen Aufbau. Die Thermoelementpaare eines Mantelthermoelements sind in einen mit hoch komprimierten Metalloxiden ausgefüllten Metallmantel integriert. Die Metalloxide oftmals MgO oder Al_2O_3 isolieren die Thermodrähte sowohl thermisch als auch elektrisch. Bedingt durch die gyroskopischen Eigenschaften dieser Materialien ist ein akkurater Herstellungsablauf sehr wichtig. Kleinste Normabweichungen in der Menge oder Beschädigungen im Mantel können beispielsweise die elektrische Leitfähigkeit verändern. Dieses kann eine Abweichung in der Thermospannung mit sich bringen. Die Mantelwerkstoffe müssen Anforderungen, wie zum Beispiel hohe Korrosionsbeständigkeit oder ausreichende mechanische Belastbarkeit, erfüllen. Während des Fertigungsprozesses durchläuft der Thermoelementrohling eine Vielzahl an Fertigungsschritten, wie Hämmern, Walzen und Ziehen. Die dabei entstehenden dünnen Thermoelementkabel, welche die Grundlage eines Mantelthermoelements darstellen, weisen dann exzellente mechanische, elektrische und messtechnische Eigenschaften auf.

So sind Mantelthermoelemente schwingfest, temperaturschockunempfindlich und mit ihren kleinen Biegeradien sehr flexibel. Der Fertigungsprozess erlaubt es Mantelthermoelemente in nahezu beliebigen Längen anfertigen zu lassen. Das Thermoelement wird auf die benötigte Länge zugeschnitten, die nun freiliegende Messspitze wird unter Schutzgas mit Lasern verschweißt und mit Isolierpulver verdichtet und versiegelt. Hierbei ist zwischen Boden und Mantel isolierten und elektrisch am Boden verbundenen Messstellen zu unterscheiden (siehe Abb. 4.7).

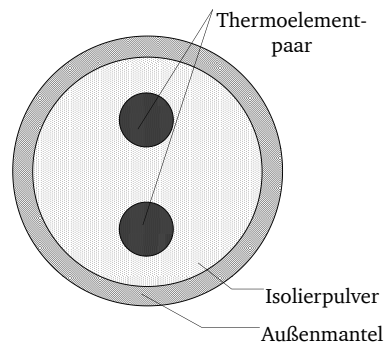


Abb. 4.6: Querschnitt eines Mantelthermoelements

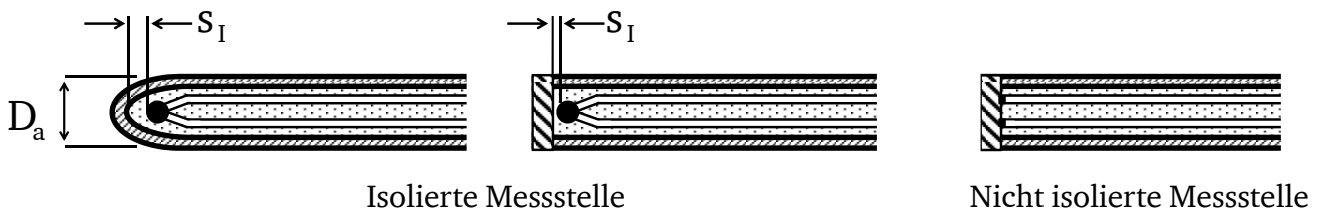


Abb. 4.7: Längsschnitt durch ein Mantelthermoelement [5]

Auch hier sind Isoliermassendicke, Bodendicke s_I und Außendurchmesser D_a an definierte Fertigungsnormen gebunden, die einen weiten Einsatz von Mantelthermoelementen ermöglichen. Zur Fehlervermeidung sollten Thermoelemente direkt an die Anschlussstellen mit Vergleichstemperatur angeschlossen werden. Ist dieses nicht möglich, ist es wichtig thermoelementspezifische Ausgleichsleitungen und Steckerverbindungen zu benutzen. Diese sind im Idealfall aus dem gleichen Material wie die Thermoelemente gefertigt oder bestehen aus Ersatzmaterial mit gleichen thermoelektrischen Eigenschaften. Leitungen und Steckerverbindungen aus anderen Materialien können unerwünschte Thermospannungen hervorrufen und somit das Messergebnis verfälschen. Die verschiedenen Ausgleichsleitungen und Verbindungsstecker werden durch eine genormte Farbgebung den einzelnen Thermoelementtypen zugewiesen (siehe Tabelle 4.2). Für die Polung der Ausgleichsleitung gilt: der negative Leiter ist immer weiß, der positive Leiter hat die in der Norm zugewiesene Farbe für den Thermoelementtyp.

Der zulässige Temperaturmessfehler der Ausgleichsleitungen δT liegt in der Größenordnung der Kennlinienabweichung $\Delta U(T)$ und definiert sich aus dem Quotienten der zulässigen Grenzabweichung ΔU und der Empfindlichkeit $S_{TE}(T_M)$ der Messtemperatur.

$$\delta T = \frac{\Delta U}{S_{TE}(T_M)} \quad (4.4)$$

4.1.2 Normthermoelemente

Die Wahl eines Thermoelementtypen bzw. Thermoelementmaterials hängt entscheidend von der vorliegenden Messaufgabe ab. Grundsätzlich ergibt sich jedoch eine Vielzahl an universal

Tabelle 4.2: Kennfarben, Werkstoffe und zulässige Grenzabweichungen von Thermoelementsteckverbindungen nach DIN EN 50212 [5]

Typ	+ Werkstoff	- Werkstoff	Farbe	δT_{max}
T	Kupfer	Kupfer-Nickel	braun	$\pm 0,5 \text{ K}$
E	Nickel-Chrom	Kupfer-Nickel	violett	$\pm 1,5 \text{ K}$
J	Eisen	Kupfer-Nickel	schwarz	$\pm 1,5 \text{ K}$
K	Nickel-Chrom	Nickellegierung	grün	$\pm 1,5 \text{ K}$
N	Nickel-Chrom-Silizium	Nickel-Silizium	rosa	$\pm 1,5 \text{ K}$
B	Kupfer	Kupfer	grau	-
R	Kupfer	Kupferlegierung	orange	$\pm 0,5 \text{ K}$
S	Kupfer	Kupferlegierung	orange	$\pm 0,5 \text{ K}$

geltenden Anforderungen an ein Thermoelement, wenn es Normierungsanforderungen genügen muss, deren Wichtigkeit im Einzelnen an den jeweiligen Einsatz geknüpft sind [5, 44]. Diese sind im Folgenden dargestellt:

- Möglichst konstant ansteigende Thermospannungs-Temperatur-Kennlinie
- Kennlinienlangzeitstabilität
- Hohe weitgehend konstante Empfindlichkeit $S(T)$
- Geringe Sensibilität bezüglich der Thermospannung, zum Beispiel bei Thermoelementkomponentenverunreinigungen
- Möglichst weiter Einsatztemperaturbereich
- Hohe Schmelztemperatur, möglichst oberhalb maximaler Einsatztemperatur
- Korrosionsbeständigkeit unter Einsatzbedingungen
- Homogenität der thermoelektrischen Eigenschaften
- Mechanische Stabilität
- Thermische Beständigkeit
- Gute thermophysikalische Eigenschaften, z.B. Wärmeleitfähigkeit, spektraler Emissionskoeffizient
- Gute elektrische Eigenschaften, z.B. geringer thermisch nicht sensitiver spezifischer Widerstand
- Magnetische Eigenschaften

- Reproduzierbarkeit auch bei geringen Fertigungsabweichungen
- Vertretbare Fertigungs- und Materialkosten

Diese vielfältigen Ansprüche erfüllen nur wenige Thermomaterialien. Sie ergeben die international genormten Thermoelemente. Hierbei kann man diese in vier Materialgruppen einordnen. Thermoelemente aus Edelmetallen, Unedelmetallen, hochschmelzenden Metallen und Kunststoffen bzw. Graphiten.

Tabelle 4.3 zeigt verschiedenen auf Basis der internationalen Richtlinie IEC 584-1 genormte Thermoelementpaare, ihre Materialzusammensetzung und den gültigen Temperaturbereich der Kennkurven. Ihre Typenbezeichnung erfolgt durch einen Kennbuchstaben.

Tabelle 4.3: Zusammensetzung international genormter Thermoelemente und die dazugehörigen Temperaturbereiche

Typ	(+) Schenkel		Zusammen- setzung	(-) Schenkel		Zusammen- setzung	Messbereich °C
T	Cu	TP	>99,5% Cu	CuNi	TN	55% Cu, 45% Ni	-270 ... +400
J	Fe	JP	>99,5% Fe	CuNi	JN	55% Cu, 45% Ni	-210 ... +1200
E	NiCr	EP	89,5% Ni, 9,5% Cr, 0,5% Si, 0,5% Fe	CuNi	EN	55% Cu, 45% Ni	-270 ... +1000
K	NiCr	KP	89,5% Ni, 9,5% Cr, 0,5% Si, 0,5% Fe	NiAl	KN	95% Ni, 2% Al, 1% Si, 2%Mg	-270 ... +1372
N	NiCrSi	NP	84% Ni, 14,5% Cr, 1,5% Si	NiSi	NN	95,5 % Ni, 4,5% Si,	-200 ... +1200
R	Pt13% Rh	RP	87% Pt, 13% Rh	Pt	RN	100% Pt	-50 ... +1768
S	Pt10% Rh	SP	90% Pt, 10% Rh	Pt	SN	100% Pt	-50 ... +1768
B	Pt30% Rh	BP	70,4% Pt, 29,6% Rh	Pt 6% Rh	BN	95,9% Pt, 6,1% Rh	-0 ... +1820

4.1.3 Kennlinien

Die Normierung eines Thermoelementtyps erfolgt durch die Kennlinien $U(T)$. Diese setzen sich aus zwei bis vier aufeinanderfolgende Polynome höherer Ordnung ($n = 2 \dots 9$) zusammen.

$$U(T, T_0) = \sum_{i=0}^n a_i \cdot T^i \quad (4.5)$$

Die Polynome sind so gewählt, dass sie einen sanften Übergang an den Teilbereichsgrenzen für die Thermospannung $U(T)$ wie für die Empfindlichkeit $S(T)$ gewährleisten. Die temperaturabhängige Empfindlichkeit $S(T)$ ist die erste Ableitung der Kennliniengleichung $U'(T)$ und lautet:

$$S(T) = \frac{dU(T)}{dT} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{i} a_i \cdot T^{i-1} \quad (4.6)$$

Die Empfindlichkeit ist bei vielen Fehlern und Unsicherheitsanalysen ein grundlegender Kennwert. Genormte Thermoelemente im Neuzustand unterliegen einer Temperaturmessfehlerklassifizierung. Diese Einteilung definiert einen maximalen Temperaturfehler $\delta T(T)$ durch eine Kennlinienabweichung $\Delta U(T)$. Hierbei gilt

$$|\delta T(T)| = \text{MAX} \{a; b \cdot |T|\} \quad (4.7)$$

Die Konstanten a und b sind für die jeweiligen Typenklassen unterschiedlich. Abbildung 4.8 zeigt die genormten Kennlinien $U(T)$ für verschiedene Thermoelemente in ihrem jeweiligen Definitionsbereich.

Die Zuordnung der gemessenen Thermospannung U eines genormten Thermoelements einer gesuchten Temperatur $T(U)$ kann auf verschiedene Weisen erfolgen. Der einfachste Weg ist die lineare Interpolation, ausgehend von zwei nebeneinander liegenden Tabellenwerten. Hierbei gilt die Beziehung:

$$T(U) = T_i + \frac{U - U(T_i)}{U(T_{i+1}) - U(T_i)} (T_{i+1} - T_i) \quad (4.8)$$

unter der Voraussetzung

$$U(T_i) < U < U(T_{i+1}) \quad (4.9)$$

Desweiteren kann bei der linearen Interpolation ausgehend von einem benachbarten Tabellenwert die Empfindlichkeit $S(T_i)$ miteinbezogen werden. Es ergibt sich somit:

$$T(U) = T_i + \frac{U - U(T_i)}{S(T_i)} = T_{i+1} - \frac{U(T_{i+1}) - U}{S(T_{i+1})} \quad (4.10)$$

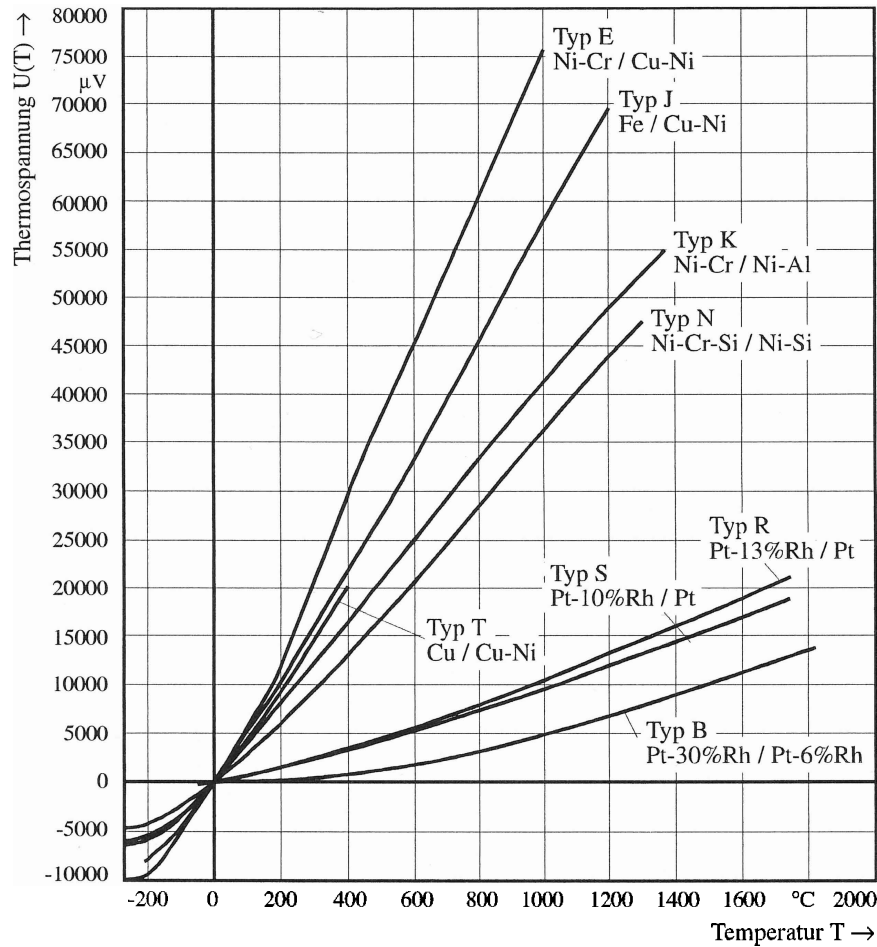


Abb. 4.8: Kennlinien verschiedener international genormter Thermoelemente [5]

Ein weiteres rechnerisches Mittel die gemessene Thermospannung U einer Temperatur T zuzuweisen ist in der DIN IEC 60541-1 definiert. Hierbei muss unter Zuhilfenahme des Polynoms $U(T)$ folgende Bedingung erfüllt sein:

$$U - U(T) = 0 \quad (4.11)$$

Die Norm bietet auch eine direkte Bestimmung der Temperatur T aus der Thermospannung U es handelt sich hierbei um eine Approximationsgleichung des Typs

$$T(U) = \sum_{i=0}^m b_i \cdot U^i \quad (4.12)$$

Auch hier handelt es sich, wie bei der Kennlinienbestimmung $U(T)$, um Polynome unterschiedlicher Ordnung, die in mehrere aufeinander folgende Bereiche aufgeteilt sind. Der Approximationsfehler liegt in der Größenordnung von $|\delta T| < 0,05$ K.

Die in der DIN EN 60584-1 dargebotene Approximation ist mit ihren vielstelligen Koeffizienten und unterschiedlichen Geltungsbereichen kompliziert und mit einem relativ hohen Aufwand verbunden. Eine Alternative zeigen die vereinfachten Approximationsgleichungen für die Kennlinien $U^*(T)$ und für die inverse Kennlinie $T^*(U)$. Die auf der Grundlage der reservierten Tschebyscheff-Approximation entwickelten vereinfachten Approximationspolynome $U^*(T)$

$$U^*(T, T_0) = \sum_{i=0}^4 a_i \cdot T^i \quad (4.13)$$

und $T^*(U)$

$$T^*(U) = \sum_{i=0}^4 b_i \cdot U^i \quad (4.14)$$

sind vierter Ordnung und zeigen einen vertretbaren Ausgleich zwischen Rechenaufwand und Approximationsfehler. Dieser liegt in der Größenordnung von $\delta T = \pm 0,1 \text{ K}$.

4.2 Phosphor-Thermometrie

Die Phosphor-Thermometrie als semi-invasives Temperaturmessverfahren wurde im Rahmen der thermodynamischen Beschreibung eingesetzt, um vor allem den Verbrennungsprozess in der Mikrobrennkammer, der sich auf relativ kleinem Raum abspielt, besser zu verstehen. Bei den thermographischen Phosphoren handelt es sich um keramische Materialien, die mit seltenen Erden oder Übergangsmetallen dotiert sind. Mittels gepulster UV-Anregung können diese Materialien in einen angeregten Zustand gebracht werden, wobei das bei der Rückkehr in den Grundzustand ausgesandte Licht die Temperatur des thermographischen Phosphors beinhaltet. Diese Information kann durch eine spektrale Auswertung der Emission wie auch durch Bestimmung der Abklingzeit gewonnen werden. Beide Methoden bedürfen einer zuvor durchgeführten Kalibrierung. Im vorliegenden Fall kam allerdings ausschließlich letztere Methode zum Einsatz, die einen eindeutigen Zusammenhang zwischen der gemessenen Abklingzeit und der Temperatur herstellt. Die Methode zeichnet sich durch ihre hohe Sensitivität und geringe Störanfälligkeit aus. Je nach Einsatzbereich kommen unterschiedliche Phosphore in Betracht. Hauptauswahlkriterien hierbei sind der Temperaturbereich, die zeitliche Auflösung sowie die Sensitivität der Abklingzeit gegenüber der Temperatur.

Das absorbierte UV-Licht wird vom Wirtskristall oder den einzelnen Dotierungskomponenten des Phosphors absorbiert werden. Die Rückkehr vom angeregten Zustand zum Grundzustand erfolgt durch strahlungsbehaftete sowie strahlungslose Übergänge. Die Wahrscheinlichkeit eines strahlungslosen Übergänge ist stark temperaturabhängig, wodurch sich jedem thermographischen Phosphor eine eigene charakteristische Referenzkurve zuordnen lässt.

4.2.1 Grundlagen der Absorption und Emission

Da die Beschreibung quantenmechanischer Vorgänge in großen, anorganischen Molekülen nur bedingt möglich ist, wird an dieser Stelle auf den harmonischen Oszillator, beschrieben im Konfigurationskoordination-Modell, zurückgegriffen. Auf diese Weise können Absorption und Emission anschaulich dargestellt werden. Hierbei werden Potenziale des Grund- bzw. angeregten Zustandes als parabelförmige Potenzialkurven angenommen. Die Scheitelpunkte der Potenzialkurven für den angeregten und den Grundzustand sind in der Regel bezüglich des Kernabstandes versetzt anzunehmen, was die Abschwächung der chemischen Bindung durch eine Anregung zum Ausdruck bringt.

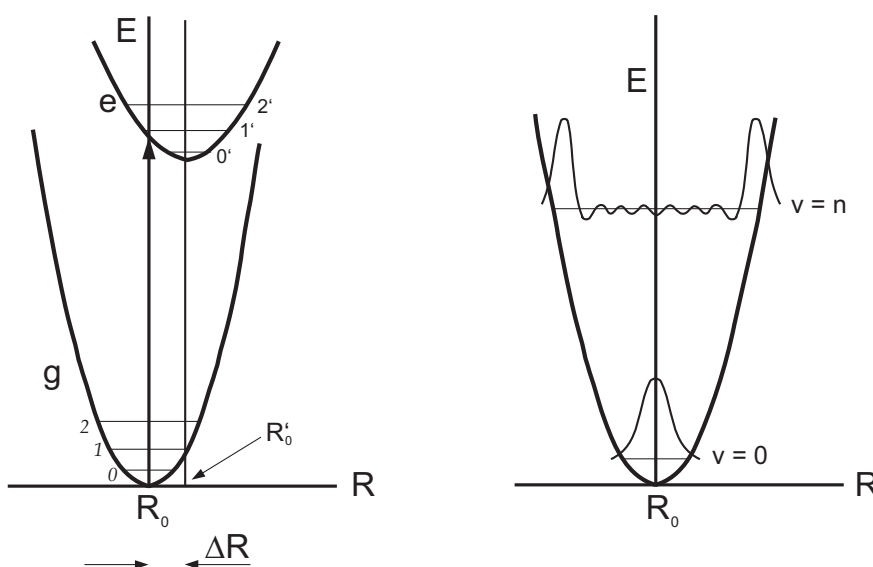


Abb. 4.9: Konfigurationskoordinaten-Diagramm. Aufgetragen ist die potentielle Energie E über der Konfigurationskoordinate R . Im elektronischen Grundzustand (g) beträgt der Gleichgewichtsabstand R_0 im angeregten Zustand (e) ist der Gleichgewichtsabstand R'_0 [7].

Darüber hinaus stellt Abbildung 4.9 beispielhaft die Aufenthaltswahrscheinlichkeiten der Vibrationsenergieniveaus dar. Dabei ist deutlich ersichtlich, dass die Aufenthaltswahrscheinlichkeiten, die durch die Wellenfunktion ausgedrückt werden können, für den Grundzustand ($v=0$) um die Gleichgewichtslage und für höhere vibronische Zustände ($v=n$) am Rand der Parabel liegen. Dies spiegelt die Annahme des quantenmechanischen harmonischen Oszillators wider. Die Einbeziehung des Franck-Condon-Prinzips, welches eine Änderung des Kernabstandes R bzw. den Wert der Konfigurationskoordinate ausschließt, führt zu der Aussage, dass eine optische Absorption und Emission nur dann stattfinden kann, wenn bei gleicher Konfigurationskoordinate R eine hohe Aufenthaltswahrscheinlichkeit auf beiden Energieniveaus vorliegt. Dieses Prinzip stützt sich auf die Annahme, dass sich der Abstand der massebehafteten Kerne während eines elektronischen Übergangs aufgrund der geringen Zeit nicht ändern kann (Born-Oppenheimer-Näherung).

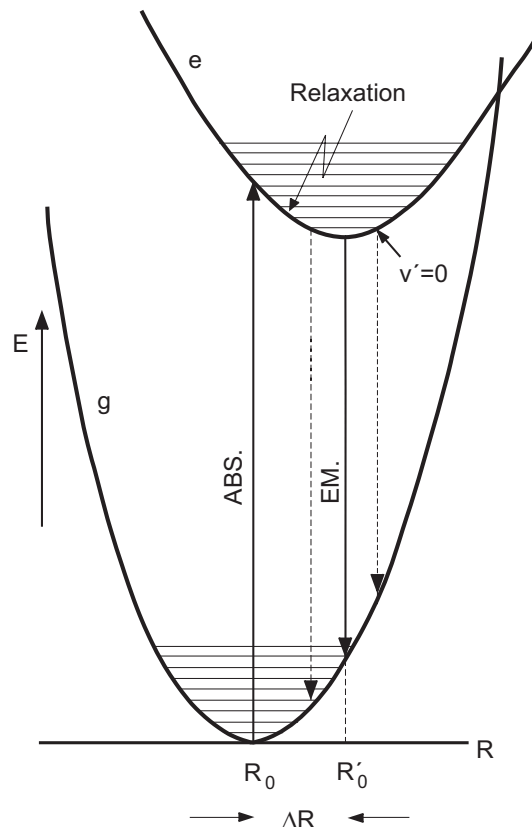


Abb. 4.10: Schematische Darstellung einer Absorption, Relaxation und strahlungsbehaftete Emission im Konfigurationskoordinaten-Diagramm [7].

Abbildung 4.10 zeigt den schematischen Ablauf einer Absorption und Emission. Die Absorption startet vom niedrigsten Vibrationsenergieniveau des Grundzustandes g ($v = 0$), welches die höchste Wahrscheinlichkeit aufweist (Abb. 4.9). Sie endet unter der Annahme $\Delta R = 0$ am Rande der Parabel des angeregten Zustandes e , wobei hier das Vibrationsniveau $v > 0$ die höchste Aufenthaltswahrscheinlichkeit aufweist. In diesem Beispiel ist der vorliegende Übergang der wahrscheinlichste. Andere Übergänge, ausgehend von einem kleineren bzw. größeren R_0 oder einem weiteren Vibrationsniveau, sind möglich, jedoch ist deren Wahrscheinlichkeit deutlich niedriger. Die Anwesenheit und Häufigkeit dieser nicht wahrscheinlichen Übergänge äußert sich in der Breite der Absorptionsbande. Der Einfluss der Temperatur beeinflusst ebenfalls die Absorptionsbande. Eine höhere Temperatur und die damit verbundene thermische Anregung wirkt sich auf die Wahrscheinlichkeit der Besetzung höherer Vibrationsniveaus ($v > 0$) des Grundzustandes aus, dies führt zu einer Ausweitung der Absorptionsbande.

Die Emission gliedert sich in strahlungslose und strahlungsbehaftete, gegenseitig konkurrierende Übergänge. Das Verhältnis der Wahrscheinlichkeiten der einzelnen Übergänge charakterisiert die Materialeigenschaften des Phosphors. Gleichzeitig kennzeichnet dieses temperaturabhängige Verhalten den Phosphor für den Einsatz als Temperatursensor. Der schematische Ablauf der Emission sieht wie folgt aus (Abb. 4.10). Das nach der Absorption angeregte System relaxiert zuerst unter strahlungsloser Abgabe eines Teils der Anregungsenergie vom erhöhten Vibrationsenergieniveau ($v > 0$) des angeregten Zustandes e in das niedrigste Vibrationsniveau ($v = 0$).

Anschließend kehrt das System unter der spontanen Emission eines Photons, bei Einhaltung des Franck-Condon Prinzips ($\Delta R = 0$) in ein erhöhtes vibronisches Niveau des Grundzustandes g zurück. Zuletzt kehrt das System durch erneute Relaxation in das niedrigste Vibrationsniveau des Grundzustandes zurück. Dieser Ablauf zeigt für den vorliegenden Fall den wahrscheinlichsten Weg einer Relaxation und Emission auf, aber auch andere Abläufe sind möglich und finden statt. Dieses wird in der Emissionsbande deutlich.

Das Emissionsverhalten eines thermographischen Phosphors hängt von einer Vielzahl von Parametern ab. Es gibt zum Beispiel verschiedene Arten von strahlungslosen Übergängen, welche die Charakteristik der einzelnen Phosphore entscheidend beeinflussen. Diese hängen vor allem von der Kopplung und der Position der Potenzialkurven des Grundzustandes und des angeregten Zustandes zueinander ab. Desweiteren können Energietransfers zwischen den Lumineszenzzentren auftreten. Diese verändern das Emissionsverhalten der Phosphore zusätzlich.

Das temperaturabhängige charakteristische Emissionsverhalten der Phosphore kann zur Bestimmung von Temperaturen genutzt werden, wobei es zwei prinzipielle Ansätze zur Temperaturbestimmung gibt: zum einen die Temperaturbestimmung anhand des Abklingverhaltens der Emission und zum anderen anhand des temperaturabhängigen Emissionsspektrums. Im weiteren Verlauf wird nur auf die angewandte Methode des temperaturabhängigen Abklingverhaltens eingegangen, da dieses Vorgehen im Rahmen dieser Arbeit zum Einsatz kam. Gleichzeitig stellt dieses Verfahren auch die präzisere Variante der beiden Prinzipien dar, da nur relative Intensitäten von Interesse sind.

Der Verlauf der zeitlich abhängigen Lumineszenzintensität $I(t)$ nach gepulster der Anregung zum Zeitpunkt $t = 0$ lautet unter Annahme eines mono-exponentiellen Ansatzes:

$$I(t) = I_0 \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \quad (4.15)$$

Dabei ist I_0 die Anfangsintensität zum Zeitpunkt $t = 0$ und τ die Abklingzeit direkt nach der Anregung. Weiter ergibt

$$\frac{dN^*}{dt} = -(W_R + W_{NR})N^* \quad (4.16)$$

die Differentialgleichung für die zeitlich abhängige Bevölkerung des angeregten Zustandes $N^*(t)$ in Beziehung zu den Wahrscheinlichkeiten der strahlungslosen und -behafteten Übergänge W_R und W_{NR} . Gleichung 4.17 zeigt die Lösung der Differentialgleichung

$$N^*(t) = N_0^* \exp\left(-\frac{W_R + W_{NR}}{\tau} t\right), \quad (4.17)$$

wobei N_0^* die Bevölkerung des angeregten Zustands zum Zeitpunkt $t = 0$ darstellt. Diese entspricht dem Endpunkt der Anregung und dem Startpunkt des Nachleuchtens. Da die Lumineszenzintensität $I(t)$ proportional zu $N^*(t)$ ist, entspricht die Abklingzeit aus Gleichung 4.15 der Lebensdauer der Bevölkerung des angeregten Zustands.

$$\tau = \frac{1}{W_R + W_{NR}} \quad (4.18)$$

Diese Abklingzeit ist bei höheren Temperaturen aufgrund der Zunahme der Wahrscheinlichkeiten von strahlungslosen Übergängen schneller als bei niedrigeren Temperaturen. Somit kann die Problemstellung der temperaturabhängigen Phosphoreszenzabklingzeit auf die Abklingzeit τ reduziert werden. Abbildung 4.11 zeigt verschiedene Temperatur-Abklingzeit-Charakteristiken unterschiedlicher Phosphore. Hierbei ist deutlich zu sehen, dass der Einsatzbereich der einzelnen Phosphore auf einen Temperaturbereich begrenzt ist, wobei die Größe des Bereichs und die Sensitivität variieren können.

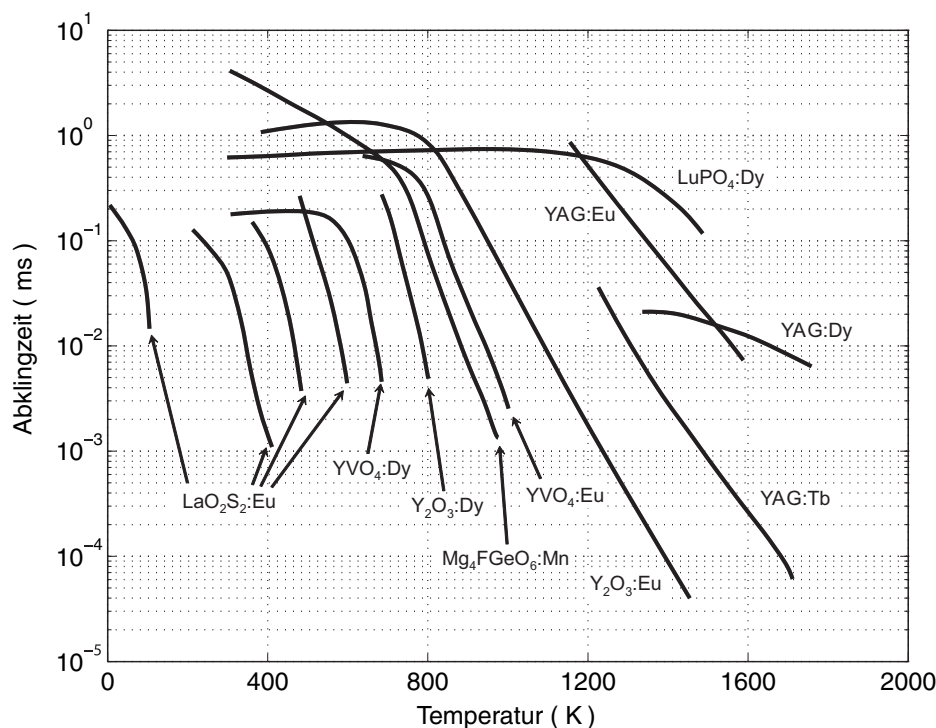


Abb. 4.11: Temperatur-Abklingzeit-Charakteristiken verschiedener Phosphore [2]

4.2.2 Anwendung als Messtechnik

Die Auswahl eines geeigneten Phosphors orientiert sich an einer zufriedenstellenden Temperatursensitivität im zu erwartenden Messbereich. Zur Bestimmung von Fluidtemperaturen wird der Strömung Phosphorpulver beigemischt. Zur Bestimmung von Oberflächentemperaturen wird die zu messende Oberfläche beschichtet. Bei hohen Temperaturen ist es hierbei von Vorteil kurzwellig (blau) emittierende Phosphore zu verwenden. Der Vorteil gegenüber langwellig (rot) emittierenden Phosphoren liegt darin, dass der Einfluss einer eventuellen Überlagerung von Festkörperstrahlung im kurzwelligen Bereich kleiner ist. In dieser Arbeit kam lediglich die Oberflächenthermometrie zum Einsatz. In der Phosphor-Oberflächenthermometrie kommen

verschiedene Beschichtungsmethoden zum Einsatz. Zu nennen sind hierbei das Beschichten unter Zuhilfenahme von chemischen Bindern, wie zum Beispiel das Aufsprühen, Aufpinseln oder aufwendigere Methoden wie Elektronenstrahlverdampfern oder Sputtern. Die einzelnen Methoden weisen verschiedene Vor- und Nachteile auf [8, 72]. Ziel aller Beschichtungsmethoden muss es jedoch sein eine möglichst gut emittierende, dünne, mit der Oberfläche möglichst im thermischen Gleichgewicht stehende Beschichtung zu gewährleisten.

Die Anregung eines thermographischen Phosphors erfolgt in der Regel durch einen gepulsten Laser. Die anschließende Detektion des zeitlichen Verlaufs der emittierten Phosphoreszenzintensität geschieht bei Punktmessungen unter Zuhilfenahme eines Photomultipliers und eines Oszilloskops. Bei Messungen von zweidimensionalen Temperaturfeldern erfolgt die Detektion mittels Hochgeschwindigkeitskameras. Bei der Auswahl des Detektionssystems und des Phosphors ist besonders darauf zu achten, dass die Größenordnung der temperaturabhängigen Phosphoreszenzabklingzeit größer als die zeitliche Dynamik des Detektionssystems und kleiner als die kürzesten Temperaturschwankungen ist.

Für die Bewertung der Messmethode bezüglich systematischer Fehler wird auf weiterführende Literatur verwiesen. [8] gliedert die systematischen Fehler in sechs Hauptkategorien:

- Thermische Wechselwirkung
- Photophysikalische Eigenschaften des Phosphors
- Detektionssystem und Interferenzen
- Algorithmus zur Datenreduktion
- Abgleich der skalaren Größen (Abklingzeit oder Verhältnis spektraler Intensitäten)
- Systematischer Fehler des Kalibrierthermometers



5 Messaufbau

Dieses Kapitel befasst sich mit dem grundlegenden Aufbau und der Funktionsweise des Mikrobrennkammermessstandes. Hierbei ist zu erwähnen, dass sich die Untersuchungen in die Phasen Voruntersuchung, Hauptuntersuchung und lasermesstechnische Untersuchung unterteilen, welche Modifikationen am Messstand nötig machen. Das Grundkonzept, auf das im Folgenden näher eingegangen wird, ist jedoch in allen drei Phasen unverändert.

Als primäres Ziel dieses Projektes kann man die Entwicklung und Charakterisierung einer kleinen, effizienten und stabilen Mikrobrennkammer nennen. Die Brennkammer ist ein Teilsystem des in Abschnitt 2 vorgestellten Mikroenergiewandlerkonzeptes. Somit spiegeln sich die Anforderungen an das Gesamtkonzept in der Umsetzung des Versuchsstandes wider.

5.1 Gesamtkonzept

Der Versuchsstand setzt sich aus Systembereichen zusammen, die aus einzelnen Komponenten bestehen. Diese ermöglichen das Setzen von definierten und reproduzierbaren Randbedingungen sowie die Erfassung von systemrelevanten Daten. Das Gesamtsystem besteht aus vier Teilsystemen, die miteinander in Interaktion stehen. Auf ihre Funktionsweise wird in Abschnitt 5.2 näher eingegangen.

Das Teilsystem „Volumenstromregelung“ versorgt die Mikrobrennkammer mit einer definierten Brennstoff-Luft-Zusammensetzung. Das Teilsystem „Thermische Randbedingungen“ setzt bzw. überwacht die thermischen Randbedingungen des Mikrobrenners. Mit dem Teilsystem „Abgasanalyse“ wird die Verbrennungsgüte bestimmt. Desweiteren werden beispielsweise die Temperaturen und der Druck durch das Teilsystem „Signalerfassung“ aufgezeichnet. Der Aufbau und die Funktionsweise der einzelnen Teilsysteme werden in Abschnitt 5.2 beschrieben. Die Verknüpfung und Koordination der einzelnen Systembereiche erfolgt mittels eines eigens erstellten Labview Vi's, welches in Abschnitt 5.3 näher erläutert wird.

5.2 Teilsysteme

Dieser Abschnitt geht näher auf den Aufbau der einzelnen Teilsysteme des Mikrobrennkammerversuchsstandes ein und beschreibt deren Funktionsweise sowie das Zusammenspiel der eingesetzten Komponenten. Die einzelnen Komponenten der Teilsysteme werden in den Tabellen 5.1, 5.2, 5.4 und 5.5 aufgelistet.

5.2.1 Volumenstromregelung

Die Regelung jeglicher zugeführten Volumenströme wird mittels eines digitalen FLOW-BUS-Systems der Firma Bronkhorst [11, 12] realisiert. Das System besteht aus einer Versorgungs- und Auswerteeinheit sowie aus mehreren Massendurchflussreglern (MFC - Mass Flow Controller), die mittels Y-Adaptern miteinander verbunden sind. Den Beginn und das Ende eines Systems markieren zusätzlich ein „Beginnterminator“ und ein „Endterminator“ (siehe Abb. 5.1).

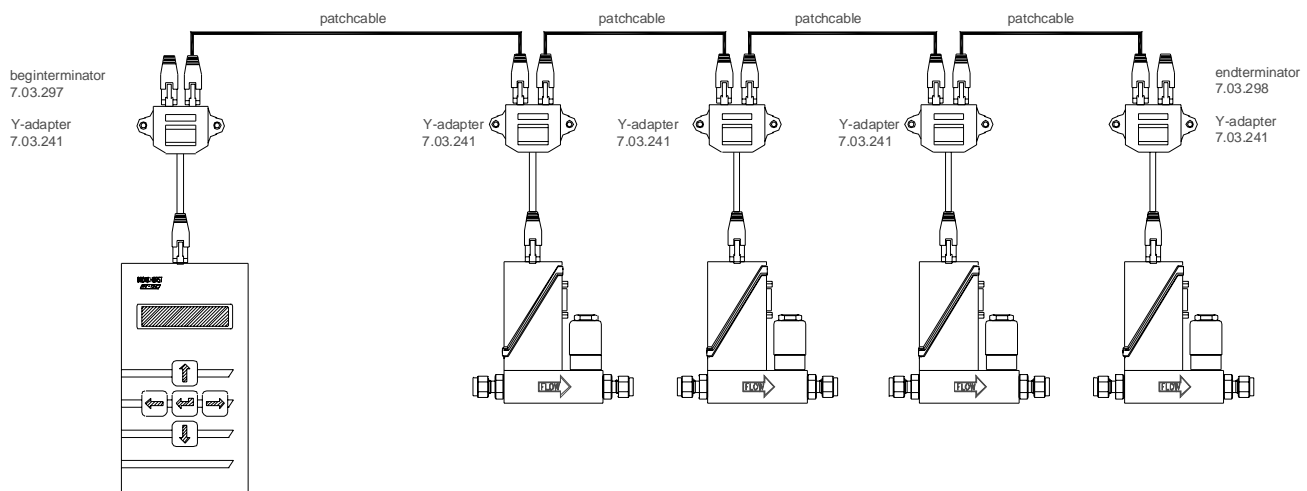


Abb. 5.1: Schematische Darstellung des FLOW-BUS Systems [12]. Versorgungs- und Auswerteeinheit ist durch Y-Adapter mit dem Massenregler verbunden.

Insgesamt kommen während der durchgeführten Versuchsanordnungen vier verschiedene Massendurchflussregler der Firma Bronkhorst zum Einsatz. Ihre Stell- bzw. Messgenauigkeit beträgt 1 % des maximalen Stellwertes. In den Untersuchungen regeln und messen die Massendurchflussregler die Volumen- bzw. Massenströme der Verbrennungsluft und des Brennstoffes. Desweiteren dient ein zusätzlicher Durchflussregler zur Bereitstellung des Kühlmediums Luft. Die Ansteuerung und Regelung der einzelnen Regler erfolgt mittels eines Labview Vi's.

5.2.2 Thermische Randbedingungen

Aktive Wärmeverlustkompensation

Die Effizienz des Mikroenergiewandlersystems hängt maßgeblich von dem Anteil der thermischen Energie ab, die für den thermoelektrischen Energiewandlungsprozess zur Verfügung steht. Dies führt zu der Überlegung den generierten Wärmestrom zielgerichtet dem thermoelektrischen Energiewandlungsprozess zur Verfügung zu stellen. Umgesetzt werden kann dies durch eine passive Isolierung des Systems an wärmeverlustreichen Stellen bzw. durch eine aktive Wärmeverlustkompensation. Die aktive Wärmeverlustkompensation eignet sich besonders

Tabelle 5.1: Auflistung der im Versuchsstand verbauten Komponenten zur Regelung und Steuerung der Fluidvolumenströme

Systembereich: Volumenstromsteuerung

Anzahl	Fabrikat	Komponente + Informationen
1 x	Bronkhorst	Dig. Durchflussregler Luft – EL-FLOW Luft – 130 l/h
1 x	Bronkhorst	Dig. Durchflussregler Luft – EL-FLOW Luft – 600 l/h
1 x	Bronkhorst	Dig. Durchflussregler CH ₄ – EL-FLOW CH ₄ – 10 l/h
1 x	Bronkhorst	Flow-Bus – Versorgungs- und Auswertesystem – Typ: E-7500
4 x	Bronkhorst	Y-Adapter zur Flow-Bus Verbindung
2 x	Bronkhorst	Begin- / Endterminator
1 x	Bronkhorst	RS-232 Splittkabel

gut für Untersuchungen unter Laborbedingungen, da man hierbei definierte und reproduzierbare Randbedingungen setzen kann. Im Folgenden wird die prinzipielle Funktionsweise der Wärmeverlustkompensation an einem Beispiel erläutert. Erneut zu erwähnen ist hierbei, dass sich dieser Systembereich in den einzelnen Untersuchungsphasen geometriebedingt unterscheidet, jedoch im prinzipiellen Aufbau gleich ist.

Die Umsetzung der aktiven Wärmeverlustkompensation erfolgt an der Mantelseite bzw. an einer der Stirnseiten des zylinderförmigen Mikrobrenners. Die Wärmekompensation an der Mantelseite setzt sich aus einem Kupferring und einer ringförmigen Referenzschicht, aus Edelstahl, zusammen. Der Kupferring beinhaltet Bohrungen, die mit Heizpatronen versehen sind. Diese dienen zur Erhitzung des Kupferrings. Konzentrisch zum Kupferring befindet sich eine ringförmige Edelstahlreferenzschicht, die mittels einer Übermaßpassung mit dem Kupferring verbunden ist.

Die Edelstahlreferenzschicht ist mit mehreren Thermoelementen des Typs K versehen, die auf n Ebenen Temperaturen messen. Jeweils zwei Thermoelemente befinden sich auf einer Ebene e , wobei diese Temperaturen auf den Radien r_i und r_a in der Referenzschicht messen (siehe Abbildung 5.2). Aus der Temperaturdifferenz ΔT zweier Thermoelemente, die sich auf einer Ebene befinden, lässt sich unter der Annahme einer Ebenenhöhe h und des Werkstoffspezifischen Wärmeleitkoeffizienten λ ein Wärmestrom \dot{Q} berechnen [81]. Hierbei gilt:

$$\dot{Q} = \frac{\Delta T}{\sum R} \quad (5.1)$$

wobei R den Wärmewiderstand darstellt, der für ein Wärmeleitproblem in einer Ringgeometrie wie folgt aussieht:

$$R = \frac{1}{\lambda 2\pi h} \ln \frac{r_a}{r_i} \quad (5.2)$$

Die Energieversorgung der aktiven Wärmeverlustkompensation erfolgt durch Labornetzgeräte der Firma EA Elektro-Automatik. Die Labornetzgeräte EA-PS 3032-10B und EA-PS 3032-20B werden mit Hilfe der digitalen USB-Schnittstelle EA-UTA12 durch den Labor PC angesteuert. Die Ansteuerung erfolgt durch ein Labview Vi.

Tabelle 5.2: Auflistung der im Versuchsstand verbauten Komponenten zur Regelung und Steuerung der thermischen Randbedingungen

Systembereich: Setzen der thermischen Randbedingungen

Anzahl	Fabrikat	Komponente + Informationen
3 x	EA	USB-to-Analog Schnittstelle EA-UTA 12
2 x	EA	Labornetzgerät EA-PS 3032-10B – $U_{max} = 32\text{ V}$ – $I_{max} = 10\text{ A}$
1 x	EA	Labornetzgerät EA-PS 3032-20B – $U_{max} = 32\text{ V}$ – $I_{max} = 20\text{ A}$
n x	Rössel	Mantelthermoelement Typ K, RM-Typ STE-KB-1,0-150, Kl. 1, TS-KM
n x	HS	HS/N-454/80/24 Heizpatrone – $P_{max} = 80\text{ W}$ – $U_{max} = 24\text{ V}$

Wärmesenke – Verdampferaufsatz

Während der Voruntersuchungen und der lasermesstechnischen Untersuchungen kommt ein Verdampferaufsatz zum Einsatz. Projektbedingt wird die Entwicklung des Verdampfers und der Mikrobrennkammer in der ersten Projektphase separat durchgeführt. Das Setzen der thermischen Randbedingung am Mikrobrenner entlang der Oberfläche, an welcher der thermoelektrische Generator und der Verdampfer angesiedelt sind, wird somit mit dieser konstruktiven Wärmesenke realisiert.

Der Aufbau dieses Verdampferaufsatzes (Abb. 5.3) gliedert sich in zwei Teile. Ein Teil stellt eine zylinderförmige Referenzschicht dar, in der durch Temperaturmessstellen nach dem Prinzip der Gleichungen 5.1 und 5.3 ein Wärmestrom bestimmt wird. Der zweite Teil stellt einen mit Kanälen versehenen Zylinder dar. Durch einen definierten Luftvolumenstrom kann dieser Teil auf einem bestimmten Temperaturniveau gehalten werden. Der Volumenstrom wird mittels eines Durchflussreglers und dem in Abschnitt 5.2.1 beschriebenen Flow-Bus-System realisiert. Die Ansteuerung und Regelung erfolgt durch den Mess-PC und ein Labview Vi.

5.2.3 Abgasanalyse

Die Analyse des Abgases dient während der Untersuchungen als ein Indikator für die Verbrennungsgüte. Während der Voruntersuchung und laserspektroskopischen Untersuchung erfolgt die Abgasuntersuchung mittels des Abgasanalysegerätes Madur GA60. Das Madur GA60 verfügt über vier elektrochemische Messzellen, die es ermöglichen die Sauerstoffkonzentration,

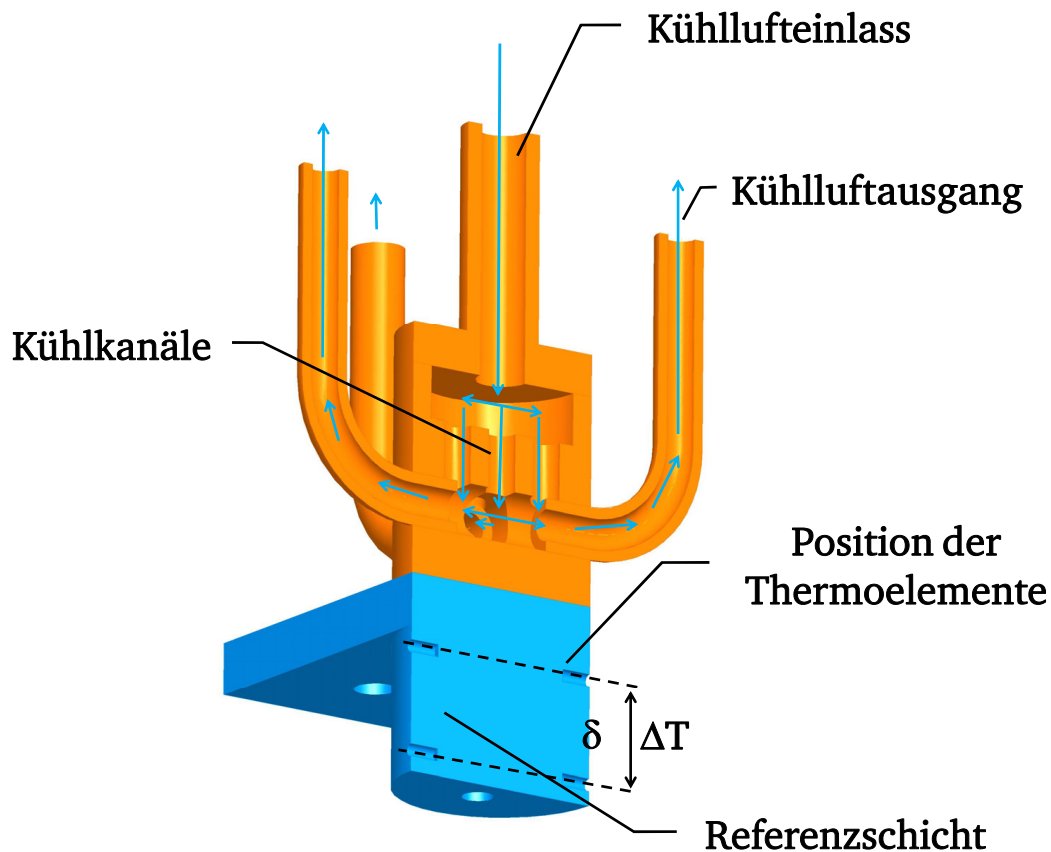


Abb. 5.3: Schematischer Aufbau der thermischen Wärmesenke (Verdampferaufsatz)

Kohlenmonoxid, Stickstoffoxid und Schwefeloxid zu bestimmen sowie über einen IR Sensor für die Messung des Methangehaltes im Abgas. Tabelle 5.3 listet die wichtigsten messtechnischen Daten der systemrelevanten Messzellen auf. Die Kommunikation mit dem Mess-PC erfolgt über eine serielle RS232 Kommunikation [48, 49].

Tabelle 5.3: Messtechnische Daten des Madur GA60

Messgrösse	Messbereich	Auflösung	Genauigkeit	Nachweisgrenze	(T_{90})
O ₂	0 - 25 %	0,01 %	± 0,2 %	0,01 %	45 s
CO	0 - 10 %	10 ppm	± 50 ppm	1 ppm	45 s
CH ₄	0 - 100 %	0,1 %	0,5 %	0,20 %	45 s

Während der Hauptuntersuchungsphase kommen die Analysegeräte Oxymat 61 und Ultramat 23 der Firma Siemens zum Einsatz. Das Oxymat 61 bestimmt den Sauerstoffgehalt nach dem paramagnetischen Wecheldruckverfahren. Es zeichnet sich durch eine schnelle Messung ($T_{90} < 3$ s) aus. Der Messwertdrift der jeweiligen Messspanne ist hier kleiner als 0,5 %. Das Ultramat 23 dient zur Bestimmung der Konzentration der infrarotaktiven Gase Kohlendioxid, Kohlenmonoxid sowie Methan. Es ermöglicht das Einschränken der Messung auf verschiedene

Messbereiche und erlaubt somit hochpräzise Messungen.

Der interne Bus (Elan) ermöglicht eine interne Kommunikation zwischen den Abgasanalysegeräten. Die Verbindung mit dem Mess-PC erfolgt über eine serielle RS485 Schnittstelle [73, 74].

Tabelle 5.4: Auflistung der im Versuchsstand verbauten Komponenten Abgasanalyse

Systembereich: Abgasanalyse

Anzahl	Fabrikat	Komponente + Informationen
1 x	Madur	Typ GA 60 – el.chem. Messzellen: O ₂ , CO, NO, SO ₂ und CH ₄
1 x	Siemens	Ultramat 23 – Infrarotmessung CO ₂ , CO und CH ₄
1 x	Siemens	Oxymat 61 – Paramagnetische O ₂
1 x	Moxa	Konverter USB zu RS485

5.2.4 Signalerfassung

Die Untersuchung und Regelung des Mikroenergiewandlersystems beinhaltet die Erfassung verschiedener Signale. Thermoelemente dienen zur Charakterisierung des Systems und zur Regelsignalerfassung. Ein USB PC-Messsystem der Firma Omega erfasst diverse Temperaturen. Das OMB-DAQ-56 und die Erweiterungseinheit OMB-DPQ2 [53] verfügen über eine 22-Bit Auflösung sowie eine Vergleichsstellenkompensation für Thermoelementmessungen. Weiter wurde die Druckdifferenz des Systems mittels des Druckdifferenzsensors BTEM5P01D1A der Firma Sensor Technics aufgenommen. Dieser kann Druckdifferenzen von ± 70 mbar messen.

Die Erfassung der Massendurchflüsse erfolgt durch direkte Kommunikation mit dem FLOW-BUS-System. Die digitale USB-Schnittstelle EA-UTA12 ermöglicht die direkte Aufnahme der Labornetzgeräteeinstellungen. Die Aufnahme der Abgasanalysewerte erfolgt durch eine RS232 bzw. RS485 Kommunikation.

Tabelle 5.5: Auflistung der im Versuchsstand verbauten Komponenten zur Signalerfassung

Systembereich: Datenerfassung

Anzahl	Fabrikat	Komponente + Informationen
1 x	Omega	USB - PC - Messsystem OMB-DAQ 56
1 x	Omega	USB - PC - Messsystem OMB-PAQ2
1 x	Sensor Technics	Druckdifferenzsensor – BTEM5P01D1A +/– 70 mbar
n x	Rössel Messtechnik	Mantelthermoelement NiCr-Ni (Typ K)

5.3 Signalbearbeitung

Die Signalbearbeitung und die Regelung der Interaktion der einzelnen in Abschnitt 5.2 beschriebenen Teilsysteme erfolgt durch einen Mess-PC in einem Labview Vi. Hierbei gliedert sich dieser Prozess in die Module Signalaufnahme, Signalverarbeitung, Setzen von Steuergrößen sowie in die Datenarchivierung. Abbildung 5.4 zeigt einen schematischen Aufbau der Signalbearbeitung.

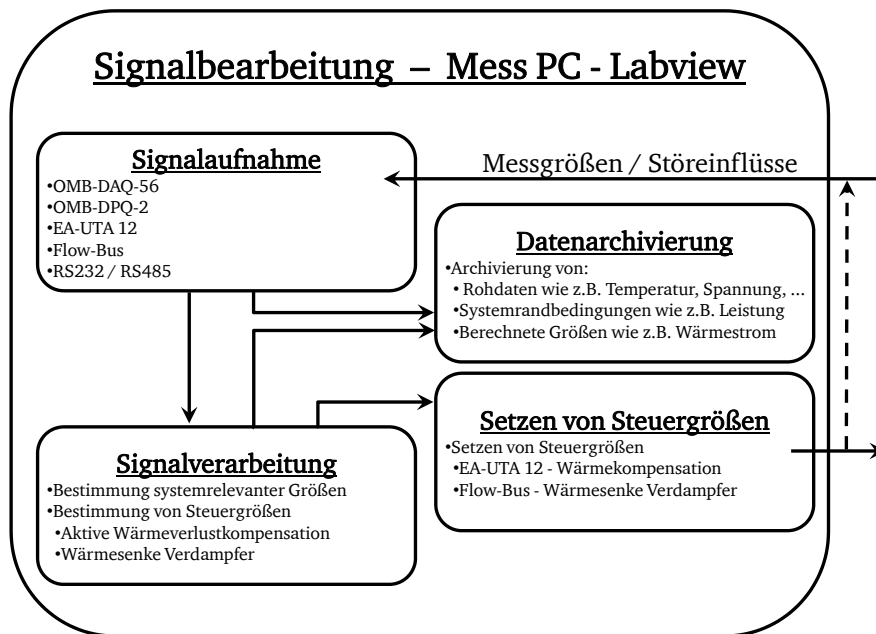


Abb. 5.4: Schematischer Aufbau der Signalbearbeitung

5.3.1 Signalaufnahme

Bei der Signalaufnahme werden die Istwerte bzw. die Regelgrößen der einzelnen Bereiche wie die vorherrschenden Temperaturen oder die Druckdifferenz im Mikrobrennersystem durch das OMB-DAQ-56 und OMB-DPQ2 der weiteren Bearbeitung dem Mess-PC zur Verfügung gestellt. Darüber hinaus gehören zur Signalaufnahme das Bereitstellen der Regelgrößen und der Istwerte des Flow-Bus-Systems, der USB-Schnittstelle EA-UTA12 sowie der Abgasanalyse.

5.3.2 Signalverarbeitung

Das Modul Signalverarbeitung berechnet systemrelevante Größen und bestimmt Steuergrößen aus den Rohdaten der Signalaufnahme und aus den Eingabeparametern. Systemrelevante Größen sind hierbei zum Beispiel die Berechnung der vorliegenden Wärmeströme aus den einzelnen Temperaturdifferenzen oder die Bestimmung der Druckdifferenz, die

als Spannungssignal vorliegt.

Als Steuergrößen aus Eingabeparametern ist das Bestimmen der Steuersignale für das Flow-Bus-System zu nennen. Diese ergeben sich aus der Eingabe der Variable Leistung P und der Luftzahl λ sowie weiterer Konstanten, wie Heizwert und dem Flow-Bus-Linearitätsfaktor.

Die Bestimmung der Steuergrößen der thermischen Randbedingungen basiert auf dem Prinzip einer aktiven PI Regelung. Hierbei wird die im Referenzblock herrschende Temperaturdifferenz bzw. der berechnete Wärmestrom mit einem Sollwert verglichen. Basierend auf diesem Vergleich wird ein Stellwert errechnet. Abbildung 5.5 zeigt die Signalverarbeitung. Auf diese Weise wird sowohl die Heizspannung der im Kupferblock befindlichen Heizpatronen der aktiven Wärmekompensation, als auch der Kühlluftvolumenstrom der Wärmesenke – Verdampfer geregelt.

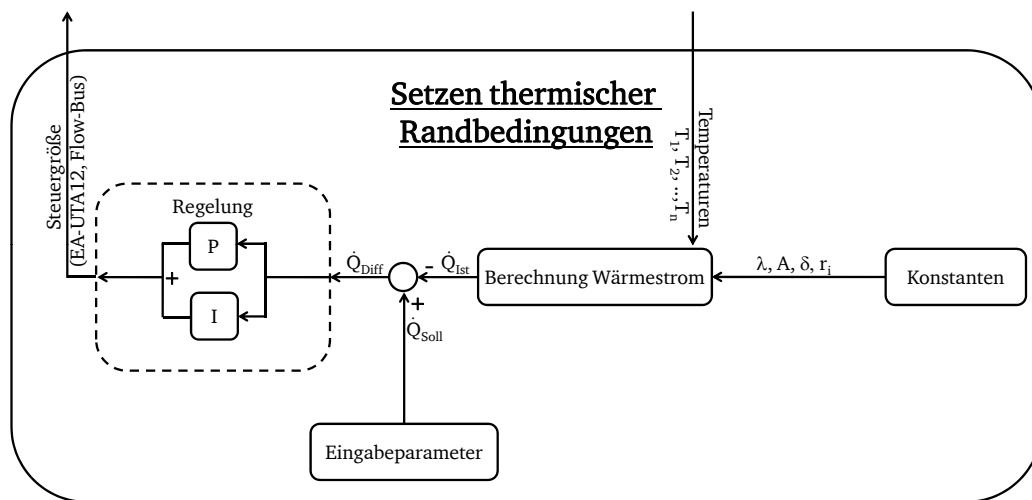


Abb. 5.5: PI-Regelung der thermischen Randbedingungen

5.3.3 Setzen von Steuergrößen

Die im Modul 5.3.2 ermittelten Steuergrößen werden an die einzelnen Stellglieder übermittelt. Hierbei fungiert das Flow-Bus-System als Stellglied für die Regelung des Fluidvolumenstroms. Desweiteren stellen die Komponenten EA-UTA12, Labornetzgeräte EA-PS 3032-XXB, die Heizpatronen HS/N-454/80/24 und der Kupferring das Stellglied für Stellgröße des Kompensationswärmestroms dar.

5.3.4 Datenarchivierung

Im Modul Datenarchivierung werden die Regelgrößen und Istwerte sowie die daraus abgeleiteten Größen wie der Wärmestrom, die Druckdifferenz, der Volumenstrom, die Leistung oder die Luftzahl λ archiviert. Die Archivierung erfolgt in ASCII Kodierung und kann somit problemlos mit den gängigen Postprocessingtools weiter aufbereitet werden.

5.4 Brennkammer

Dieser Abschnitt behandelt die untersuchten Brennkammertypen. Es werden die Brennkammer der Voruntersuchung und der Hauptuntersuchung dargestellt und auf deren Besonderheiten eingegangen. Auf die Brennkammer, die während der Laserspektroskopischen Untersuchung zum Einsatz kommt, wird in Abschnitt 5.6 näher eingegangen.

5.4.1 Voruntersuchung

Die Voruntersuchungsphase kann als ein systematisches Herantasten an das ideale Mikrobrennkammerdesign angesehen werden. Ausgehend von einem Grunddesign werden verschiedene Modifikationen durchgeführt [39]. Die Auswirkungen dieser Modifikationen auf die Verbrennungsstabilität und Verbrennungsgüte stehen bei diesen Untersuchungen im Vordergrund. Die vielversprechendste Variation soll im Folgenden ausführlich vorgestellt werden. Diese stellt bereits ein Konstrukt dar, das auf der Überlegung der Konzeptionsphase, wie auch auf den Erkenntnissen erfolgreicher wie auch nicht erfolgreicher Vortests basiert [40].

Das konstruktive Design der Voruntersuchungsphase orientiert sich an einem modularen Baukastensystem. Die Hauptkomponenten sind austauschbar und variabel miteinander kombinierbar. Daraus ergibt sich eine Vielzahl von Kombinationsmöglichkeiten bzw. Untersuchungsanordnungen. Abbildung 5.6 zeigt den Aufbau der miniaturisierten Brennkammer der Voruntersuchungsphase.

Die Komponenten innere Brennkammer, Einströmmodul, wie auch einzelne Flammenstabilisierungsaufsätze lassen sich flexibel austauschen. Der Außenmantel der Brennkammer ist in der Höhe verstellbar und somit auf die Geometrie der inneren Brennkammer einstellbar. Der Außenmantel und eine der Stirnseiten sind zusätzlich durch die in Abschnitt 5.2.2 beschriebene Wärmeverlustkompensation aktiv isoliert. Der Außendurchmesser der Brennkammer ist mit $D_a = 20 \text{ mm}$ festgelegt. Er stellt eine definierte Schnittstellengröße mit dem Mikroverdampfer bzw. dem thermoelektrischen Generator dar.

Der prinzipielle Ablauf sieht theoretisch wie folgt aus: Das ideal vorgemischte und vorgewärmte Brennstoff-Luft-Gemisch strömt durch das Einströmmodul in die innere Brennkammer ein. Bedingt durch den Flammenstabilisierungsaufsatz soll in der inneren Brennkammer eine vollständige Umsetzung des Brennstoffes stattfinden. Nach dem Verlassen der inneren Brennkammer wird das heiße Abgas an der Stirnseite des Brenners, an welcher der thermoelektrische Generator anliegt, um 180° abgelenkt. Diese Umlenkung bewirkt einen erhöhten Wärmeaustausch zwischen Fluid und Wand. Anschließend umströmt das heiße Abgas die innere Brennkammer und verlässt das System durch drei Ausgangskanäle. Das Umströmen der inneren Brennkammer durch das heiße Abgas wirkt sich wärmedämmend auf diese aus. Dieses geht mit einer Reaktionsstabilisierung einher.

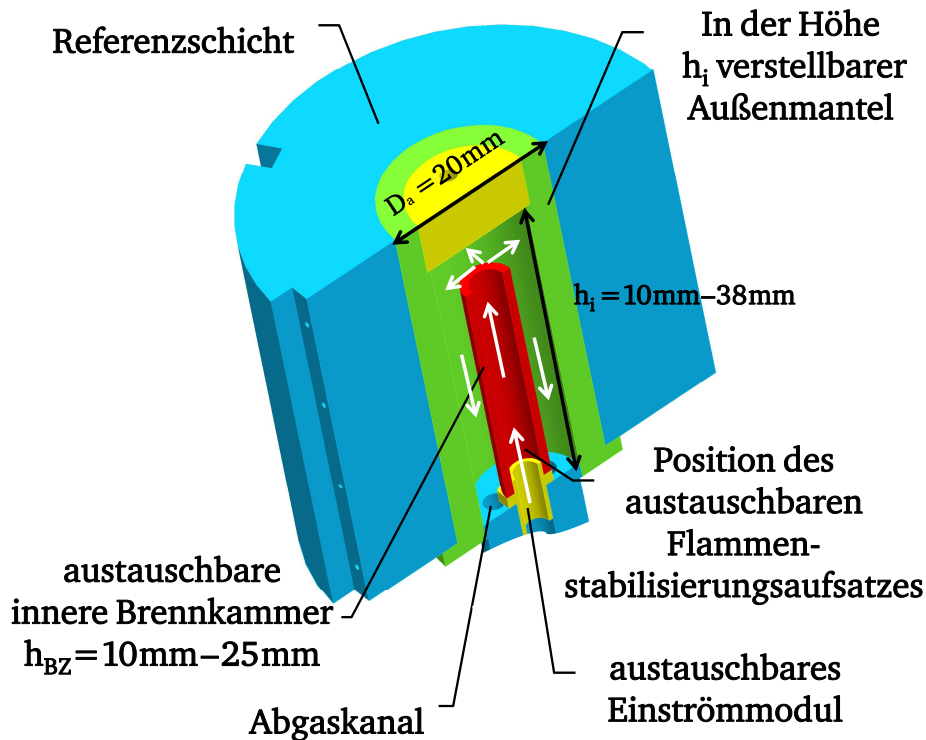


Abb. 5.6: Aufbau der Mikrobrennkammer in der Voruntersuchungsphase. Die modulare Brennkammer gliedert sich in die Hauptkomponenten: austauschbares Einströmmodul, austauschbare variable innere Brennkammer sowie in der Höhe verstellbarer Außenmantel.

5.4.2 Hauptuntersuchung

In der Hauptuntersuchungsphase ist ein optimiertes Design der Mikrobrennkammer experimentell untersucht worden. Die Optimierungsmaßnahmen haben sich durch Beobachtungen und Ergebnisse der Voruntersuchungen ergeben. Darüber hinaus sind weitere thermodynamisch konzeptionelle Überlegungen in das neue Design der Mikrobrennkammer eingeflossen. Anders als in der Voruntersuchungsphase, in der die geometrischen Parameter der Mikrobrennkammer variiert und deren Einfluss untersucht wurden, steht im Fokus der Hauptuntersuchung die Integration der drei Hauptkomponenten des thermoelektrischen Energiewandlers. Die Zusammenführung der Mikrobrennkammer, des thermoelektrischen Generators und des Mikroverdampfers bringt neue Herausforderungen mit sich, die vereinzelt konzeptionelle Veränderungen mit sich gebracht haben. Der modulare Aufbau der Mikrobrennkammer ist in der Hauptuntersuchungsphase nicht mehr verfolgt worden. Die sich aus der Voruntersuchungsphase herauskristallisierten geometrischen Abmessungen wurden in dieser Bearbeitungsphase fest umgesetzt. Des Weiteren ist zusätzlich eine Brennstoff-Luft-Gemisch-Vorwärmzone realisiert worden. Neben der Vorwärmung des Gemischs bewirkt diese konstruktive Maßnahme eine thermische Isolierung des Systems nach außen und vereinfacht die fluidische Kopplung des Mikroverdampfers mit dem Mikrobrenner. Weiterhin wurde die Brennkammer mit einer für die Systemintegration

erforderlichen Zündung versehen. Diese ermöglicht es das Brennstoff-Luft-Gemisch mit einem Zündfunken zu zünden. Diese Anordnung erlaubt es, anders als in der Voruntersuchungsphase, die Mikrobrennkammer im geschlossenen Zustand zu starten. Die Zündung vereinfacht somit die systemintegrativen Untersuchungen mit dem thermoelektrischen Generator und den Mikroverdampfer. Der schematische Aufbau der Mikrobrennkammer ist in Abbildung 5.7 dargestellt.

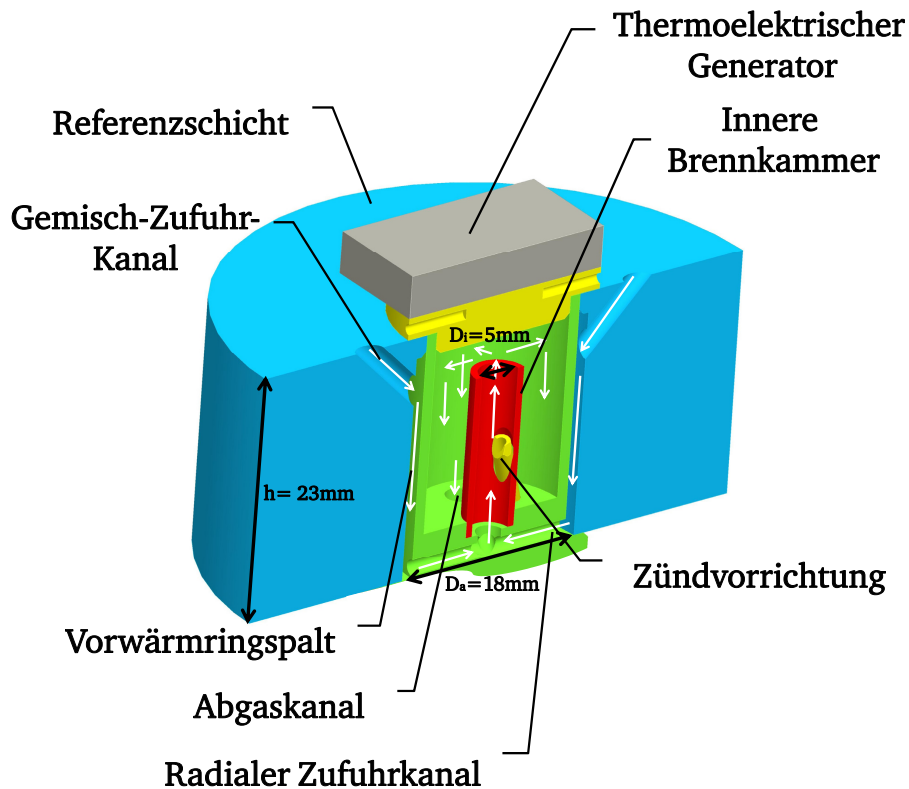


Abb. 5.7: Aufbau der Mikrobrennkammer in der Hauptuntersuchungsphase. Die Mikrobrennkammer gliedert sich in die Hauptzonen: Vorwärmringspalt, innere Brennkammer, Abgaskanal sowie Zündvorrichtung.

Der Ablauf sieht wie folgt aus: Durch vier Zufuhrkanäle gelangt das vorgemischte Brennstoff-Luft-Gemisch in den Vorwärmringspalt. Die Zufuhr der Reaktionspartner kann auch separat durch eigene Kanäle durchgeführt werden. Somit kann der Vorwärmringspalt als Mischungszone aufgefasst werden. Anschließend gelangt das Brennstoff-Luft-Gemisch durch acht radial zulaufende Kanäle in die innere Brennkammer, in der es bedingt durch eine katalytisch aktive Mikrofaser zu einer katalytisch unterstützten Umsetzung des Brennstoffes kommt. Das heiße Abgas verlässt anschließend die innere Brennkammer und wird, wie in der Voruntersuchungsphase, an einer der Stirnflächen des Brenners um 180° umgelenkt, an der es zu einem erhöhten Wärmeaustausch zwischen Fluid und Wand kommt. Weiter umströmt das heiße Abgas die innere Brennkammer, wirkt abermals thermisch isolierend und flammenstabilisierend und verlässt das System durch drei Ausgangskanäle. Wie auch in der Voruntersuchungsphase setzt die aktive Wärmeverlustkompensation am Zylindermantel und an einer der Stirnflächen der Mikrobrennkammer definierte thermische Randbedingungen.

5.5 Mikroverdampfer

Während der Hauptuntersuchungsphase kommt der am Fachgebiet Technische Thermodynamik von Boris Schilder M.Sc. untersuchte und entwickelte Mikroverdampfer zum Einsatz. Dieser Abschnitt soll kurz die Funktionsweise des Mikroverdampfers anreißen. Für eine detaillierte Beschreibung und Charakterisierung des Mikroverdampfers wird auf folgende Referenzen verwiesen [31, 65, 66, 67, 68].

Der Mikroverdampfer als Wärmesenke stellt ein wichtiges Teilsystem des in Abschnitt 2 beschriebenen Mikroenergiewandlerkonzeptes dar. Die Verdampfungsleistung, welche sich in der Kühlleistung ausdrückt, ist von entscheidender Bedeutung für die Gesamteffizienz des Mikroenergiewandlers. Abbildung 5.8 zeigt den schematischen Aufbau des Mikroverdampferkreislaufes.

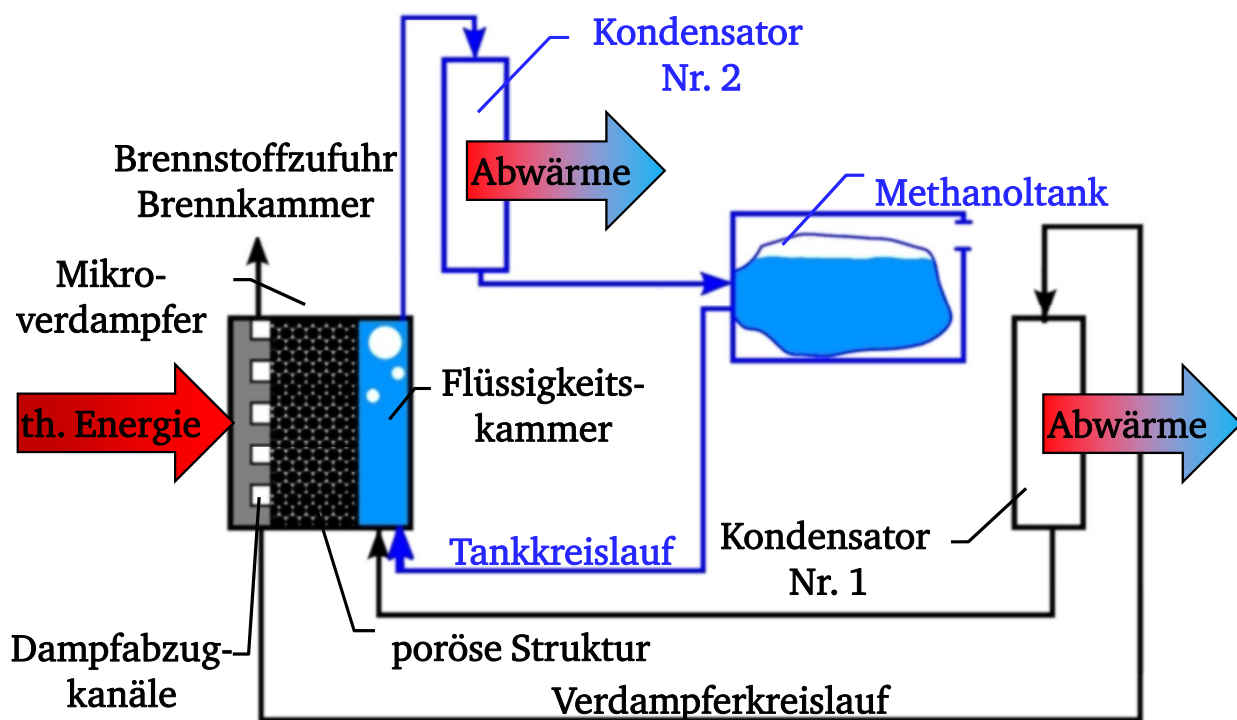


Abb. 5.8: Schematische Darstellung des Mikroverdampferkreislaufes

Der Mikroverdampferkreislauf setzt sich aus dem eigentlichen Mikroverdampfer, zwei Kondensatoren und einem Brennstofftank zusammen, die durch Leitungen miteinander verbunden sind. Die Funktionsweise des Verdampfers orientiert sich am Prinzip der umgedrehten Menisken, wie es in einigen Heatpipes zu finden ist.

Die Funktionsweise kann wie folgt zusammengefasst werden. Der Methanoltank versorgt die Flüssigkeitskammer des Mikroverdampfers mit flüssigem Methanol. Eingebettet zwischen der Flüssigkeitskammer und der Wärmequelle befindet sich eine poröse Struktur. Angetrieben durch Kapillarkräfte gelangt das flüssige Methanol in die Poren der porösen Sinterstruktur, wo es ver-

dampft. Das dampfförmige Methanol verlässt gegenüberliegend zur Flüssigkeitskammer die poröse Struktur in die Dampfabzugskanäle, in denen es einerseits der Mikrobrennkammer und andererseits dem Verdampferkreislauf zugeführt wird. Das im Verdampferkreislauf befindliche dampfförmige Methanol gelangt in den Kondensator Nr. 1, in dem es auskondensiert und anschließend wieder der Flüssigkeitskammer zugeführt wird. Neben dem Verdampferkreislauf existiert ausgehend von der Flüssigkeitskammer ein Tankkreislauf. Dieser dient dazu, bereits in der Flüssigkeitskammer verdampftes Methanol einem Kondensator zuzuführen und das auskondensierte Methanol sowie nichtkondensierbare Gase in den Tank zurückzuführen.

Der dargestellte Ablauf gewährleistet die Brennstoffaufbereitung bei gleichzeitiger Kühlung, wobei der Brennstoff Methanol als Kühlmittel zur Wärmeabfuhr genutzt wird. Die Kapillarkräfte in der porösen Sinterstruktur führen zu einem Druckaufbau in den Dampfabzugskanälen. Dieser Überdruck wird für den Fluidtransport zur Brennkammer und zu dem Kondensator Nr. 1 genutzt. Auf diese Weise benötigt das System keine zusätzliche Pumpe und beinhaltet somit keine beweglichen Teile.

5.6 Laserspektroskopische Untersuchungen

Dieser Abschnitt beschreibt den Aufbau des Versuchstandes, der während der laserspektroskopischen Untersuchung zum Einsatz kommt. Der Versuchstand basiert auf den bereits beschriebenen Teilsystemen der Abschnitte 5.2 und 5.3 sowie der in Abschnitt 5.4.2 eingesetzten Mikrobrennkammer der Hauptuntersuchung. Die laserspektroskopische Untersuchung macht eine Modifikation in Form eines optischen Zugangs in die Brennkammer bzw. in die innere Brennkammer notwendig. Im Vordergrund der durchgeführten Modifikation steht ein adäquater optischer Zugang bei einem möglichst unveränderten Gesamtsystem. Die Auslegung des optischen Zugangs orientiert sich an den Bedürfnissen der Messtechniken CARS und Phosphor-Thermometrie, wobei die erste der beiden Messtechniken im Rahmen dieser Arbeit nicht zum Einsatz kommt.

5.6.1 Anforderungen

Die Anforderungen an das optisch zugängliche System setzen sich aus den bisher bekannten Auslegungsanforderungen der Mikrobrennkammer und den Anforderungen, die sich durch die laserspektroskopischen Messmethoden ergeben, zusammen. Im Folgenden wird speziell auf diese messmethodenbedingten Anforderungen eingegangen.

Die Ansprüche an das optisch zugängliche System verlangen Eingriffe, die Einfluss auf die Abläufe im System Mikrobrenner haben. Grundsätzlich gilt jedoch als Hauptanforderung, dass die Bedingungen, unter denen die chemische Reaktion wie auch die Strömung abläuft, im Vergleich zum nicht optisch zugänglichen System, möglichst unverändert bleiben. Betrachtet man nun die einzusetzenden Messtechniken, so ergibt sich, dass der optische Zugang durchgehend sein muss. Anders als bei der Messmethode der Phosphor-Thermometrie, bei der die Anregung und Detektion von der gleichen Seite erfolgt, wird das kohärente Messsignal der CARS-Messtechnik

gegenüberliegend zu der Anregungsseite detektiert. Somit ergeben sich die Anforderungen an das einzusetzende Quarzglas aus der CARS Versuchsanordnung. Abbildung 5.9 zeigt die Bestimmung der benötigten Abmessungen.

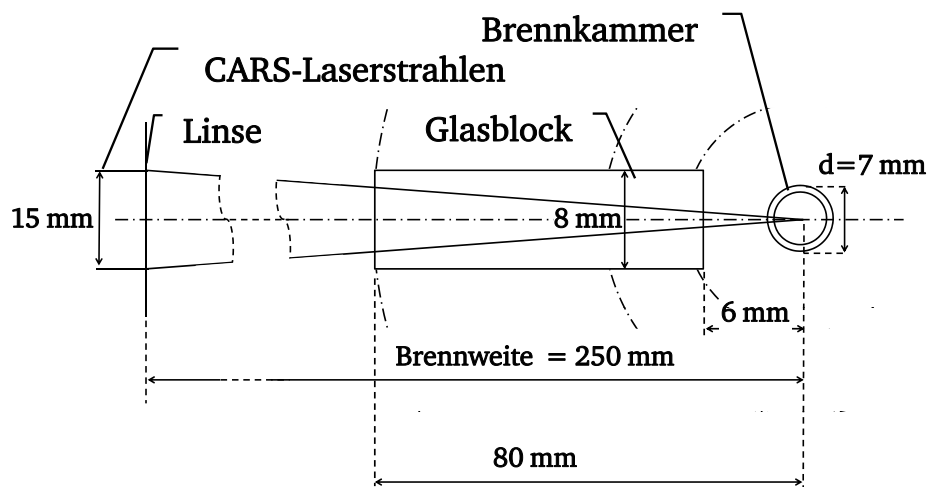


Abb. 5.9: Bestimmung der Quarzglasabmessungen. Die Anordnung des CARS-Aufbaus ergeben die Abmessungen des Quarzglasblocks.

Während der lasermesstechnischen Untersuchung der Phosphor-Thermometrie wird Laserlicht einer Wellenlänge von 355 nm eingesetzt. Bei der Messtechnik CARS kommen Laser mit der Wellenlängen zwischen 532 nm und 607 nm zum Einsatz. Das eingesetzte Quarzglas muss für diese Wellenlängenbereiche gute Transmissionseigenschaften aufweisen.

Durch den Einsatz von mehreren Materialien und den Eingriff, den der optische Zugang zur Folge hat, ergeben sich verschiedene Materialkonstellationen. Die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der eingesetzten Materialien Messing, Edelstahl und Quarzglas können bei thermischer Beanspruchung zu Spannungen bzw. Verzerrungen führen, welche die Dichtheit des Systems beeinflussen. Somit ergibt sich die Dichtheit des Systems nach außen und die Temperaturbeständigkeit als weitere entscheidende Anforderung.

Ein weiterer Anspruch dieser Untersuchungsphase ist die Substituierbarkeit der inneren Brennkammer. Die Messtechnik CARS verlangt, wie bereits erwähnt, die Transmission des Anregungs- bzw. des Detektionssignals. Dies erfordert den Einsatz von Quarzglas als Material der inneren Brennkammer. Um jedoch realistische Wandtemperaturen mittels Phosphor-Thermometrie messen zu können, bedarf es dem Einsatz des ursprünglichen Materials Edelstahl.

5.6.2 Messaufbau

Der Messaufbau des Versuchstandes der laserspektroskopischen Temperaturmessung gliedert sich in den Aufbau der modifizierten Mikrobrennkammer sowie in den messtechnischen Aufbau der Messmethode selbst. Der ausführliche Aufbau sowie die eingesetzten Komponenten werden in [24] beschrieben.

Aufbau der modifizierten Mikrobrennkammer

Der optische Zugang des Mikrobrennkammermessstandes ist mittels des synthetischen Quarzglas SQ1 der Firma Sico Technology GmbH realisiert worden. Dieses Quarzglas der Blasenklasse 0 verfügt über gute Transmissionseigenschaften in allen geforderten Wellenlängenbereichen. Der optische Zugang erfordert einen 9,6 mm dicken Schnitt quer durch die Komponenten Kupferheizring, Edelstahlreferenzschicht sowie in einen Teil der Mikrobrennkammer. Dieser Schnitt ermöglicht die Platzierung der zwei in Abbildung 5.10 abgebildeten 8 mm dicken Quarzglasblöcke sowie der Graphitdichtungen. Die verwendeten Laminatgraphitdichtungen haben die Aufgabe das System abzudichten und gleichzeitig eventuell auftretende thermische Spannungen abzubauen.

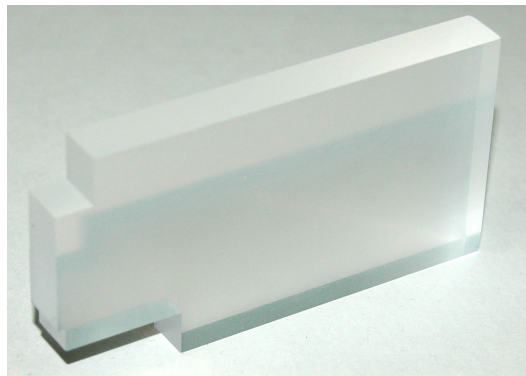


Abb. 5.10: Abbildung des verwendeten Quarzglasblocks für die optische Zugänglichkeit. Die Geometrie ergibt sich aus der Anforderung den Störeinfluss auf den Ablauf in der Mikrobrennkammer möglichst zu minimieren.

Neben anderen Laminatgraphitdichtungen kommt als weiteres Dichtmaterial eine Hochtemperaturdichtpaste VP 18499 des IGP-Ingenieurbüro Große-Perdekamp GmbH an diversen Stellen zum Einsatz. Hiermit können schwer zugängliche und kritische Stellen zusätzlich abgedichtet werden.

Abbildung 5.11 zeigt ein Foto des optisch zugänglichen Mikrobrenners. Das bereits in Abschnitt 5.4.2 vorgestellte Grundkonzept bleibt erhalten. Der Brennstoff-Luft-Gemischvolumenstrom wird lediglich im Vorwärmringspalt gestört. Ansonsten wirkt sich der Eingriff auf die thermischen Randbedingung Kupferheizblock und Edelstahl Referenzschicht aus.

Die Substituierbarkeit der inneren Brennkammer wird durch eine Haltevertiefung ermöglicht. Diese erlaubt es verschiedene innere Brennkammern problemlos und schnell einzusetzen. Die Substituierbarkeit der inneren Brennkammer führt zum Verzicht auf eine integrierte Zündung. Abbildung 5.11 zeigt zusätzlich die besonderen Maßnahmen zur Versuchsaufbaustabilität. Durch diverse Verschraubungen wird die geteilte Referenzzone, wie auch der Kupferheizblock fest fixiert. Diese einstellbare Fixierung erlaubt es zusätzlich die verschiedenen Materialkombinationen Kupferblock, Referenzschicht und Quarzglasblock individuell miteinander zu kombinieren. Die richtig angewandte individuelle Fixierung kann abermals den Aufbau

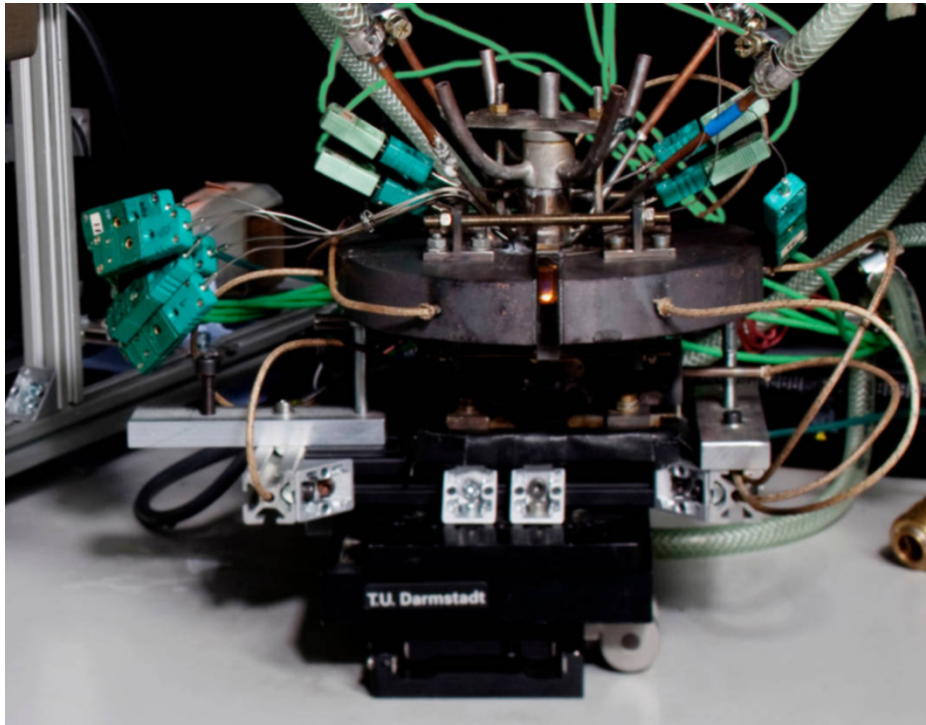


Abb. 5.11: Bild des optisch zugänglichen Brenners in Betrieb. Vorne die Kupferheizplatte mit Heizpatronen versehen. In der Mitte der Quarzglasblock, der den optischen Zugang in die innere Quarzglasbrennkammer ermöglicht. Der rechte und linke Teil der Kupferheizplatte ist durch Verschraubungen miteinander Verbunden.

von thermischen Spannungen verhindern.

Um die Messungen in verschiedenen Ebenen zu gewährleisten und die Justierung zu erleichtern, ist der optisch zugängliche Versuchsstand durch drei Lineartische in allen drei Raumrichtungen verstellbar.

Messtechnischer Aufbau

Der gesamte messtechnische Aufbau zur Bestimmung der inneren Brennkammerwandtemperaturen mittels thermographischer Phosphore ist in Abbildung 5.12 dargestellt. Dieser umfasst einen gepulsten, bei 10 Hz betriebenen, frequenzverdreifachten Nd:YAG Laser (Quanta Ray, INDI), ein Pellin-Broca-Prisma, eine $\frac{\lambda}{2}$ Platte, eine Polarisierten Strahlenteiler, eine Blende, den optisch zugänglichen Mikrobrennerversuchsstand sowie den Photomultiplier (PMT).

Der prinzipielle lasermesstechnische Ablauf sieht folgendermaßen aus. Der gepulste Laserstrahl eines Nd:YAG-Laser trifft auf ein Pellin-Broca-Prisma. Hier wird das Licht mit der Wellenlänge 355 nm von anderen Wellenlängen getrennt. Der Laserstrahl der Wellenlänge 355 nm wird anschließend zu einer $\frac{\lambda}{2}$ Platte und einem polarisierenden Strahlenteilerwürfel geführt. Die Anordnung $\frac{\lambda}{2}$ Platte und polarisierender Strahlenteilerwürfel dienen zur Intensitätsreduzierung des Laserstrahls. Hierbei dreht die $\frac{\lambda}{2}$ Platte die Polarisationsrichtung des senkrecht polarisierten Lichtes des NdYAG-Lasers um einen wählbaren Winkel. Der anschließende Strahlenteilerwürfel

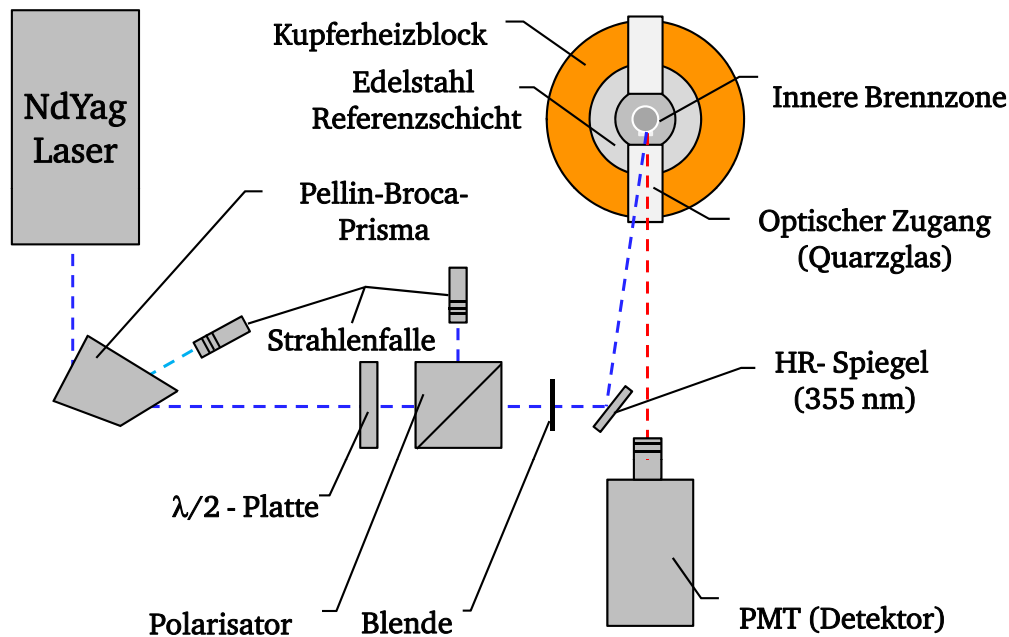


Abb. 5.12: Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus.

trennt den parallel polarisierten Anteil des Lichtes von dem senkrechten, was eine Energieaufteilung mit sich bringt. Weiter gelangt das in der Intensität reduzierte senkrecht linear polarisierte Licht mittels eines Spiegels in die Mikrobrennkammer, wo es auf eine temperatursensitive Beschichtung trifft. Nach der unfokussierten Anregung der thermographischen Phosphore wird die von ihnen ausgesandte Emission mittels eines Photomultiplier (PMT) detektiert und in einem Oszilloskop (Tektronix, 5032 B) gespeichert.

Die Anregungsenergie des Lasers beträgt $E_{\text{Laser}} = 200 \mu\text{J}/\text{Puls}$. Aufgrund der durch das Quarzglas verursachten Transmissionsverluste von 10 % ist in diesen Untersuchungen mit einer effektiven Anregung von etwa $180 \mu\text{J}/\text{Puls}$ gearbeitet worden. Als thermographischer Phosphor wird Magnesium-Fluorgermanat mit Mangan ($\text{Mg}_4\text{FGeO}_6:\text{Mn}$) dotiert verwendet. Dieser thermographische Phosphor zeigt ein gutes zeitliches Abklingverhalten im zu erwarteten Temperaturbereich von 600 K - 1200 K. Wie in [8] ist der thermographische Phosphor unter Zuhilfenahme eines Binders (Zyp Coatings Inc., HPC Binder) aufgetragen worden. Eine ausführliche Charakterisierung des eingesetzten Phosphors, der Messmethode selbst sowie eine Fehleranalyse erfolgt bei [8, 9, 10, 43].

6 Ergebnisse & Diskussion

Kapitel 6 befasst sich mit den Ergebnissen der in Kapitel 5 vorgestellten Mikrobrennerkonzepte. Hierbei gliedert sich dieses Kapitel in die Ergebnisse der Voruntersuchung, der Hauptuntersuchung sowie in die Ergebnisse der laserspektroskopischen Untersuchung.

6.1 Voruntersuchung

Das Ziel der Voruntersuchung ist es eine systematische Vorauslegung des Systems für den Betriebspunkt durchzuführen. Im Folgenden sollen zwei ausgewählte Konfigurationsvariationen vorgestellt werden. Variiert wird zum einem die Länge der inneren Brennkammer h_{BZ} sowie das Brennstoff-Luft-Gemisch, das in der Luftzahl λ ausgedrückt wird.

Der Aufbau des Versuchsstandes wird in Kapitel 5 näher erläutert. In der variablen Voruntersuchungsmikrobrennkammer wird als Brennstoff Methan umgesetzt. Durch die aktive Wärmeverlustkompensation sowie durch den Verdampferaufsatz, der als Wärmesenke fungiert, wird ein zielgerichteter Wärmestrom zu der Verdampferstirnseiten realisiert. Als Betriebspunkt wird eine thermische Leistung von $P_{th} = 50 \text{ W}$ angesetzt. Dies entspricht einem Methanvolumenstrom von etwa $\dot{V}_{CH_4} = 5 \frac{1}{h}$. Aus der globalen Reaktionsgleichung der Methanoxidation 3.1 und dem Sauerstoffanteil der Luft von 0,21 % ergibt sich für den Betriebspunkt unter stöchiometrischen Bedingungen ein Luftvolumenstrom von $\dot{V}_{Luft} = 47,6 \frac{1}{h}$. In der im Durchmesser $d_{BZ} = 5 \text{ mm}$ großen, inneren Brennkammer findet die Flammenstabilisierung mittels einer katalytisch aktiven Mikrofaser statt. Zwei Typen von Mikrofasern kommen zum Einsatz, eine kommerziell erhältliche und eine selbst angefertigte. Da sich keine nennenswerten Unterschiede zwischen den beiden Fasern zeigen, wird überwiegend die kommerziell erhältliche verwendet. So wird sichergestellt, dass die Qualität, beim eventuellen Wechsel, konstant bleibt. Die EDX Analyse der katalytisch aktiven Mikrofaser zeigt eine Zusammensetzung von 87,42 % Silizium, 6,76 % Chrom und 5,82 % Cobalt, wobei Silizium das Trägermaterial darstellt.

6.1.1 Anpassung der inneren Brennkammer

Eine minimale Baugröße bei möglichst vollständiger Verbrennung erfordert als eine wichtige Anforderung die Optimierung der Baugröße. Der $d = 20 \text{ mm}$ große Durchmesser der Mikrobrennkammer stellt als Schnittstelle zum thermoelektrischen Generator und Verdampfer eine festgelegte Größe dar. Somit ergibt sich die Gesamtlänge der Mikrobrennkammer bzw. die Länge der inneren Brennkammer als eine geometrische Optimierungsgröße. Die modulare Bauweise der verwendeten Mikrobrennkammer der Voruntersuchungsphase erlaubt den Einsatz von inneren Brennkammern im Bereich von $h_{BZ} = 5 \text{ mm} - 25 \text{ mm}$, mit einer gleichzeitigen Anpassung

der Gesamtlänge. Als entscheidende Bewertungsgrößen werden die Verbrennungsgüte sowie die Temperatur an der Stirnfläche der Mikrobrennkammer betrachtet, an welcher der thermoelektrische Generator und der Mikroverdampfer anliegen.

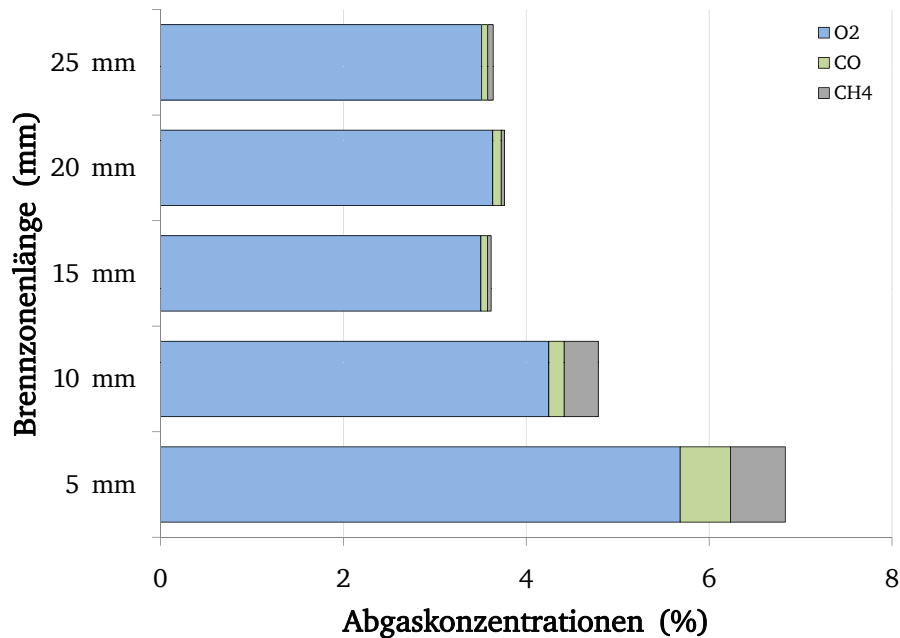


Abb. 6.1: Einfluss der inneren Brennkammerlänge auf die Verbrennungsgüte. Abgebildet werden die Konzentrationen von O_2 , CO und CH_4 . Untersuchten Längen $h_{BZ} = 5 \text{ mm} - 25 \text{ mm}$.

Abbildung 6.1 zeigt die Abgaszusammensetzung unter Verwendung verschiedener innerer Brennkammerlängen. Verwendet werden innere Brennkammern der Länge $h_{BZ} = 5 \text{ mm}$, 10 mm , 15 mm , 20 mm , und 25 mm . Bei allen hier vorgestellten Messungen findet der Verbrennungsvorgang bei einer Luftzahl von $\lambda = 1,2$ statt. Bei der Bewertung der Verbrennungsgüte ist festzustellen, dass die Verlängerung der inneren Brennkammer von $h_{BZ} = 15 \text{ mm}$ auf 25 mm keine nennenswerte Änderung bringt. Die Konzentration der Spezies CH_4 bewegt sich im Bereich von $0,04\% - 0,07\%$ und ist kaum nachweisbar. Das kaum vorhandene Methan im Abgas lässt somit auf eine vollständige Verbrennung schließen.

Anders als bei den Längen $h_{BZ} = 25 \text{ mm} - 15 \text{ mm}$ ist bei Verwendung der inneren Brennkammern der Länge $h_{BZ} = 10 \text{ mm}$ und 5 mm Methan im Abgas nachzuweisen. Hier steigt der Methananteil im Abgas bei der $h_{BZ} = 10 \text{ mm}$ großen inneren Brennkammer auf $0,37\%$ und bei der $h_{BZ} = 5 \text{ mm}$ großen Brennkammer auf $0,6\%$ an. Dabei entspricht $0,37\%$ einem Verlust von rund -2 W und $0,6\%$ einen von $-3,1 \text{ W}$. Bei einer vorgegebenen thermischen Leistung von $P_{th} = 50 \text{ W}$ entspricht dies einem Effizienzverlust von 4% bzw. $6,2\%$.

Der steigende Methananteil im Abgas ist mit dem Verlöschen des Verbrennungsvorganges zu erklären. Bedingt durch das Auslegungsdesign der Mikrobrennkammer, trifft das heiße Abgas nach dem Verlassen der inneren Brennkammer die Stirnseite des Brenners und wird dort um 180° umgelenkt. Ist die innere Brennkammer zu klein, trifft die noch reagierende Strömung auf

die Stirnseite und verlöscht partiell entlang der Wand. Dies drückt sich durch die Methanrückstände im Abgas aus.

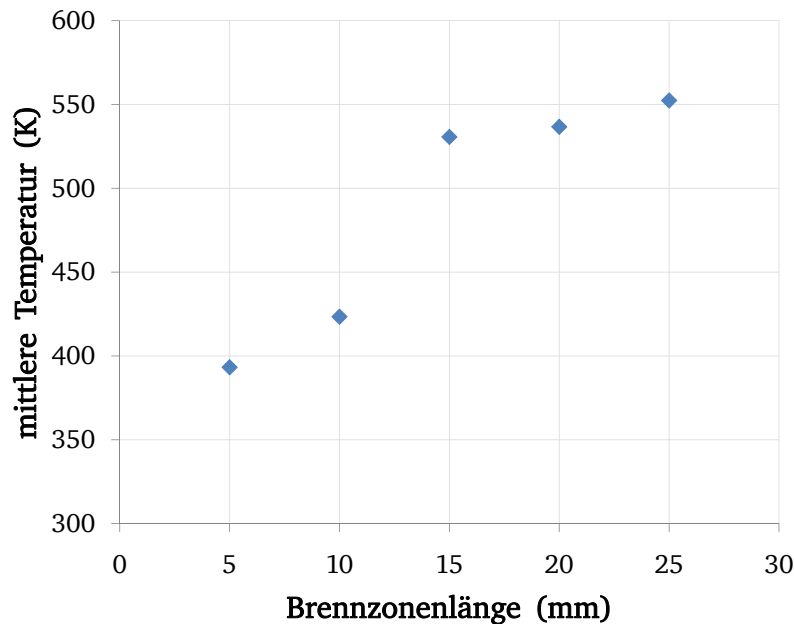


Abb. 6.2: Einfluss der inneren Brennkammerlänge auf die Temperatur an der Stirnseite der Mikrobrennkammer. Untersuchten Längen $h_{BZ}=5\text{ mm} - 25\text{ mm}$.

Abbildung 6.2 zeigt das Temperaturniveau entlang der Stirnseite der Mikrobrennkammer. Diese Fläche repräsentiert die heiße Seite des thermoelektrischen Wandlungsprozesses. Ihr Niveau gibt Aufschluss über die thermoelektrische Effizienz. Beim Einsatz der inneren Brennkammern von $h_{BZ} = 25\text{ mm} - 15\text{ mm}$ wird eine Temperatur um $T_H = 540\text{ K} - 550\text{ K}$ erreicht. Unter Verwendung der $h_{BZ}=10\text{ mm}$ und $h_{BZ} = 5\text{ mm}$ großen inneren Brennkammer stellt sich lediglich eine Temperatur im Bereich von $T_H = 390\text{ K} - 420\text{ K}$ ein. Der Grund hierfür liegt in der unzureichenden Verbrennung, die bei diesen Parametern herrscht, der sich durch ein erhöhtes CO im Abgas zeigt (Abschnitt 6.1.2).

Die Temperatur von ca. $T_H = 540\text{ K}$ ist als eine Richttemperatur zu verstehen, weiter kann sie beispielsweise durch eine Parameteroptimierung der Dicke der Stirnseitenwand sowie eine günstige Werkstoffwahl zusätzlich beeinflusst werden.

6.1.2 Anpassung des Brennstoff-Luft-Gemisches

Nach Abschnitt 6.1.1 erscheint die $h_{BZ} = 15\text{ mm}$ große innere Brennkammer als bester Kompromiss, was Verbrennungsgüte, Temperaturniveau und Kompaktheit angeht. Ausgehend von dieser Größe kann nun das Brennstoff-Luft-Gemisch bzw. die Luftzahl λ angepasst werden. Das Bereitstellen einer ausreichenden Menge an Verbrennungsluft stellt eine weitere Herausforderung bei der Entwicklung des thermoelektrischen Mikroenergiewandlers dar. Der Grund hierfür liegt im Verzicht auf jegliche bewegte Teile im gesamten bereits dargestellten Systemkonzept. Auf diese Problematik wird in Abschnitt 8 näher eingegangen. Es ergibt sich hieraus

die Notwendigkeit den Verbrennungsvorgang mit möglichst wenig Luft zu bewerkstelligen. Das Brennstoff-Luft-Gemisch sollte somit möglichst der stochiometrischen Mischung entsprechen.

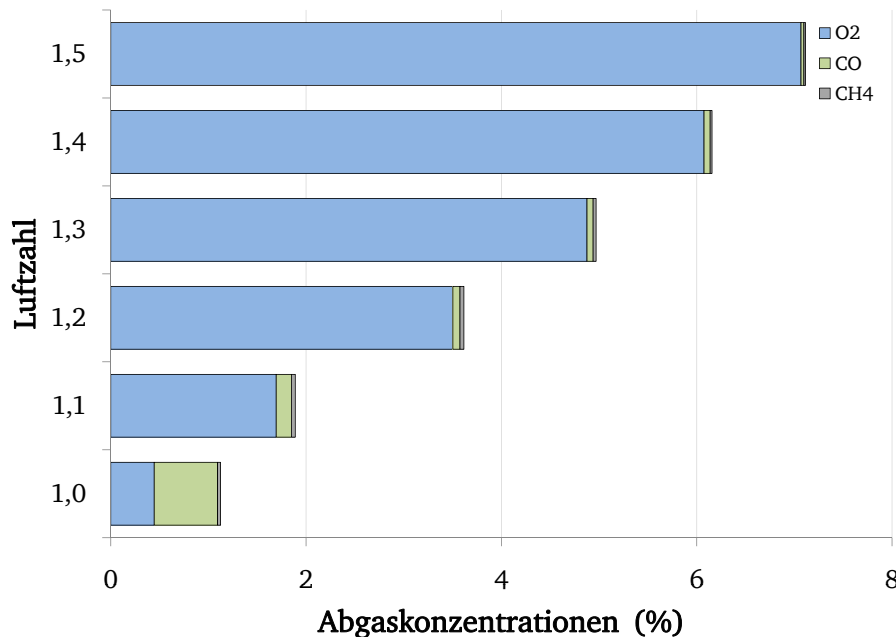


Abb. 6.3: Einfluss der Luftzahl λ auf die Verbrennungsgüte. Variation von $\lambda = 1 - 1,5$.

Abbildung 6.3 stellt die Abgaswerte für die Luftzahlen $\lambda = 1,0 - 1,5$ bei einer inneren Brennkammer von $h_{BZ} = 15$ mm dar. Bei allen untersuchten Brennstoff-Luft-Zusammensetzungen konnte kein nennenswerter Anteil an Methan im Abgas nachgewiesen werden. Es sticht jedoch der hohe Kohlenmonoxid-Anteil bei den Konfigurationen $\lambda = 1,0$ und $\lambda = 1,1$ hervor. Die Verbrennung ist hier nicht vollständig. Der Leistungsverlust beziffert sich auf ca. - 1,1 W bzw. - 0,3 W. Obwohl dieser Verlust für die Gesamtbewertung des Systems nicht von großer Bedeutung ist, sollte Kohlenmonoxid aufgrund seiner Toxizität vermieden werden. Hierbei eignet sich die Anordnung $\lambda = 1,2$ besonders. Bei einer relativ kleinen Erhöhung des Luftvolumenstroms zeigt diese ein deutliche bessere Verbrennungsgüte bezüglich des Kohlenmonoxids.

6.1.3 Energiebilanz und Effizienz

Am Beispiel einer geeigneten Konfiguration kann man nun die Energiebilanz betrachten und ein erstes Resümee über die Effizienz des Systems ziehen. Die Konfiguration mit einer inneren Brennkammer von $h_{BZ} = 15$ mm und einem leichten Luftüberschuss von $\lambda = 1,2$ weist in den geschilderten Untersuchungen die besten Eigenschaften auf. Abbildung 6.4 zeigt schematisch die Wärmeströme des Systems Mikrobrennkammer über die Systemgrenzen auf.

Etwa $\dot{Q}_{th,Gen.} = -40$ W verlassen das System in Richtung thermoelektrischen Generator bzw. Verdampfer. Dies entspricht 80 % der thermischen Leistung. An der Referenzfläche stellt sich eine Temperatur von $T_H = 530$ K ein. Die Wärmeverluste über die Mantelfläche der zylinderförmigen Brennkammer betragen ca. $\dot{Q}_{Mantel} = -9$ W. Der Verlust über das Abgas beträgt lediglich ca. $\dot{Q}_{Abgas} = -0,5$ W.

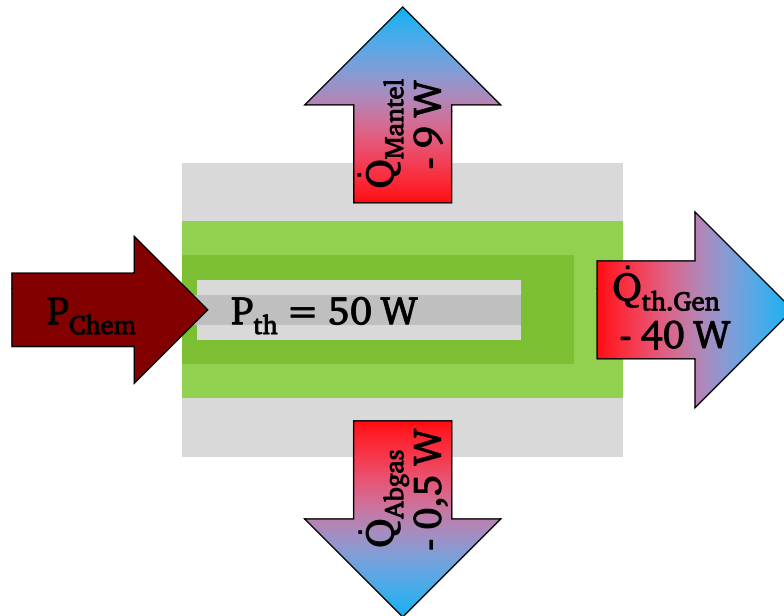


Abb. 6.4: Thermodynamische Bilanz des Systems Mikrobrennkammer. Anordnung $\lambda = 1,2$, $h_{BZ} = 15 \text{ mm}$.

Mit der Verdampfungstemperatur an der kalten Seite des thermoelektrischen Generators $T_K = 338 \text{ K}$ mit einem realistischen thermoelektrischen Gütefaktor ZT kann nun unter Zuhilfenahme der Gleichung 3.19 der thermoelektrische Wirkungsgrad sowie der Systemwirkungsgrad berechnet werden. Die Annahme eines konservativen $ZT = 0,8$ wie es z.B. Bleitellurid aufzeigt (Abb. 3.10) und weiteren Wärmeverlusten von ca. 10 % resultiert in einem thermoelektrischen Wirkungsgrad von $\eta_{th.Gen.} = 5,4 \%$ sowie einem Systemwirkungsgrad von $\eta_{system} = 4,3 \%$. Zu erwähnen ist hierbei jedoch nochmals, dass der Systemwirkungsgrad des thermoelektrischen Mikroenergiewandlers maßgeblich vom thermoelektrischen Gütefaktor ZT abhängt. Neueste wissenschaftliche Publikationen sprechen von thermoelektrischen Materialien, die einen Gütefaktor von über $ZT = 1,5$ und höher aufweisen [59, 83, 88]. Der Einsatz gleichwertiger Materialien in diesem System würde den Wirkungsgrad deutlich steigern.

6.2 Hauptuntersuchung

Das Ziel der Hauptuntersuchung ist es die Systemintegration der drei Hauptkomponenten Mikrobrennkammer, Mikroverdampfer und thermoelektrischer Generator zu realisieren und das funktionsfähige System zu untersuchen. Der Weg zur finalen Systemintegration beinhaltet unterschiedliche Zwischenschritte, welche die Untersuchung der gegenseitigen Wechselwirkungen der Einzelkomponenten beinhaltet. Im Folgenden wird lediglich die Untersuchung der Gesamtintegration des Systems vorgestellt, das in Abschnitt 2 detailliert beschrieben ist. Der Messaufbau und die untersuchte Brennkammer werden im Abschnitt 5 und 5.4.2 näher vorgestellt. Der am Fachgebiet Technische Thermodynamik an der TU Darmstadt von Boris Schilder M.Sc. entwickelte und untersuchte Mikroverdampfer stellt als Teilsystem mit zwei Kondensatoren

gleichzeitig die Wärmesenke sowie die Brennstoffaufbereitung dar. Er wird hier [31, 65, 66, 67, 68] charakterisiert und experimentell untersucht und in Abschnitt 5.5 kurz vorgestellt.

Als thermoelektrischer Generator wird ein 20 mm x 20 mm großes handelsübliches Peltier-Element aus Bismuth-Tellurid verwendet. Ein für das erwartete Temperaturniveau geeigneter thermoelektrischer Generator stand während der Untersuchungsphase nicht zur Verfügung. Erfolgsversprechende thermoelektrische Materialien werden zwar in der Literatur [63] und in neuen wissenschaftlichen Publikationen vorgestellt [59, 76, 83], bedingt durch eine geringe Nachfrage und aufwendige Fertigungsverfahren sind diese als thermoelektrische Module jedoch nicht zu beziehen. Der eingesetzte thermoelektrische Generator kann nur in niedrigen Temperaturniveaus seine Funktionsfähigkeit zeigen. Er stellt jedoch während der gesamten experimentellen Untersuchungsphase einen adäquaten und realitätsnahen Wärmewiderstand dar.

6.2.1 Methanol-Luft-Bereitstellung

Für eine erfolgreiche Systemintegration der Teilsysteme ist ein stabiler Verbrennungsprozess von entscheidender Bedeutung. Die Abstimmung der Teilsysteme Mikroverdampfer und Mikrobrennkammer spielt hierbei eine wichtige Rolle. Zu beachten ist, dass die beiden Teilsysteme im System integriert und sowohl thermisch wie auch durch das Fluid Methanol gekoppelt sind. Der Mikroverdampfer stellt das dampfförmige Methanol für den Verbrennungsvorgang zur Verfügung. Gleichzeitig dient die generierte Energie der Verbrennungsreaktion zur Methanolverdampfung. Bereits kleine Schwankungen im Verbrennungsprozess wie auch im Verdampfungsprozess können sich negativ auf die Systemstabilität auswirken.

Abbildung 6.5, 6.6 und 6.8 links zeigt den vom Verdampfungsprozess zur Verfügung gestellten Methanolmassenstrom. Hierbei sind deutliche Massenstromschwankungen zu sehen, die einzeln über 10 % des Stellwertes betragen. Die Massenstromschwankungen sind auf Druckschwankungen im Verdampfungs- und Kondensationskreislauf des Mikroverdampfers zurückzuführen [31, 66, 67, 68]. Stabilisierungsmaßnahmen sind nötig, da sonst eine eventuelle Rückkopplung auf den Verdampfungsprozess zu weiteren verstärkten Oszillationen führen könnte. Eine direkte adaptive Anpassung der Verbrennungsluftzufuhr ist kaum möglich, um den Verbrennungsprozess möglichst vollständig und stabil zu betreiben.

Für mögliche längerfristige Massenstromänderungen erfolgt die Stabilisierung der chemischen Reaktion mittels einer angepassten Methanolmassenstrommittelung. Der Luftvolumenstrom orientiert sich hierbei an dem Zeitraum der letzten 20 – 30 Sekunden des Methanolmassenstroms. Diese Maßnahme verhindert ein fettes bzw. zu mageres Methanol-Luft-Gemisch und die damit verbundene unvollständige Verbrennung bzw. Instabilität der Reaktion. Ein Verlöschen durch Einzelschwankungen verhindert zusätzlich die bereits beschriebene in der inneren Brennkammer befindliche katalytisch aktive Mikrofaser.

Abbildung 6.5 zeigt exemplarisch den zugeführten Methanolmassenstrom und Luftvolumenstrom. Während des dargestellten Versuchsverlaufs folgt der Luftvolumenstrom dem eingestellten Methanolmassenstrom. So wird bei Position 0:18 h und 1:42 h der Methanolmassenstrom verändert. Gleichzeitig wird während des Versuchs die Luftzahl λ variiert. Dies drückt sich zum

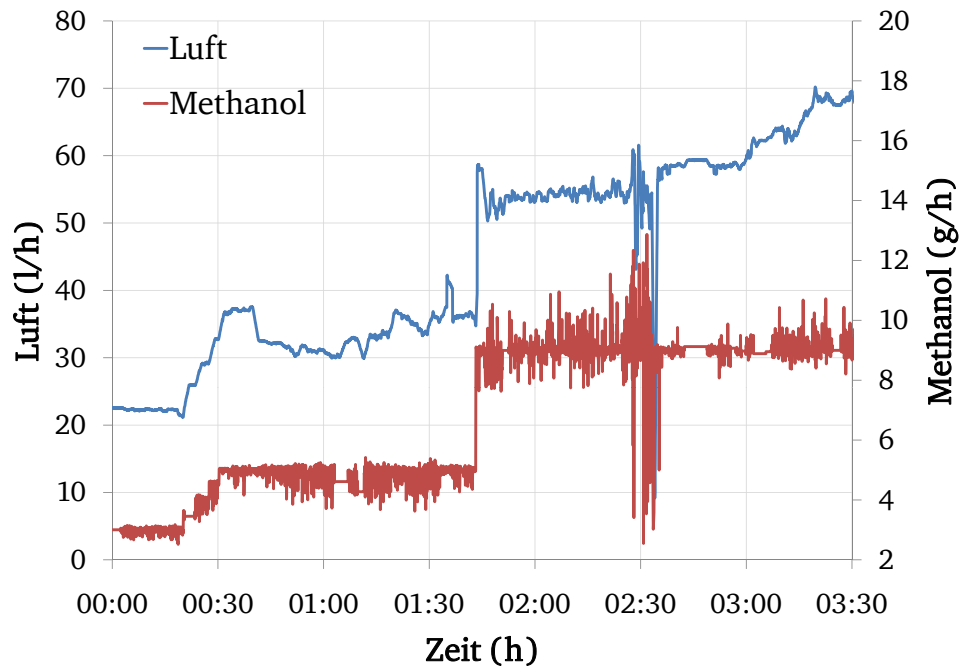


Abb. 6.5: Beispielhafter Verlauf eines zugeführten Methanolmassenstroms und des sich daraus ergebenden Luftvolumenstroms über einen Zeitraum von 3,5 h.

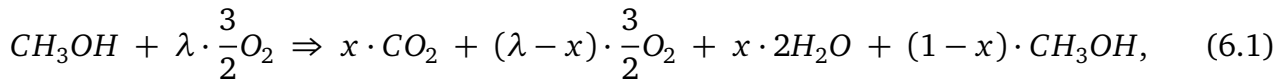
Beispiel im leicht steigenden Luftvolumenstrom zwischen Position 3:00 h und 3:30 h und im fallenden Luftvolumenstrom bei Position 0:38 h aus. Weiter ist deutlich zu erkennen, dass die Methanolmassenstromoszillationen bis auf Position 2:34 h keinen nennenswerten Einfluss auf den Verlauf des Luftvolumenstroms haben.

6.2.2 Untersuchte Betriebszustände

Im Folgenden werden exemplarisch drei untersuchte Betriebszustände dargestellt. Hierbei handelt es sich um eine Konfiguration mit einem Methanolmassenstrom von $\dot{m}_{\text{Methanol}} = 5 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ und $\lambda = 1,29$ sowie zwei Konfigurationen mit einem Methanolmassenstrom von $\dot{m}_{\text{Methanol}} = 9 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ und $\lambda = 1,21$ sowie $\lambda = 1,31$. Ein Methanolmassenstrom von $\dot{m}_{\text{Methanol}} = 5 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ entspricht einer thermischen Leistung von $P_{th} = 27,65 \text{ W}$ und ein Massenstrom von $9 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ einer thermischen Leistung von $P_{th} = 49,75 \text{ W}$.

Während der experimentellen Untersuchung setzt die aktive Wärmekompensation jeweils annähernd adiabate Wandrandbedingungen für die Brennkammermantelwand und die untere Stirnseite. Temperaturmessungen auf beiden Seiten des thermoelektrischen Generators dienen zur Effizienzabschätzung des thermoelektrischen Wirkungsgrades. Da der Gesamtvolumenstrom des untersuchten Systems im Betriebszustand $\dot{m}_{\text{Methanol}} = 5 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ unter dem Bedarf der Abgasanalysegeräte liegt, wird dem Abgas zusätzlich vor der Analyse Stickstoff zugeführt. Dies verhindert den Aufbau eines Unterdrucks im Abgasstrang, der durch die Pumpe des Analysesystems hervorgerufen werden würde. Die Verbrennungsgüte wird durch das Gleichsetzen des gemessenen und des theoretischen Sauerstoffs- und Kohlendioxidverhältnisses bestimmt. Dies gewährleistet

die Unabhängigkeit von zusätzlich zugeführtem Stickstoff. Desweiteren erlaubt dieser Ansatz die Verbrennungsgütebestimmung ohne eine explizite Detektion des Methanols im Abgas. Unter der Annahme einer mageren bzw. stöchiometrischen Mischung ($\lambda \geq 1$) wird hierbei ausgehend von der globalen theoretischen Reaktionsgleichung:



in der x eine Reaktionsfortschrittsvariable darstellt, wobei Kohlenmonoxid vernachlässigt wird, das theoretische Sauerstoff-Kohlendioxid-Verhältnis mit dem gemessenen gleichgesetzt.

$$\frac{O_{2 \text{ theoretisch}}}{CO_{2 \text{ theoretisch}}} = \frac{O_{2 \text{ Messung}}}{CO_{2 \text{ Messung}}} \Rightarrow \frac{\frac{3}{2} \cdot (\lambda - x)}{x} = \frac{O_{2 \text{ Messung}}}{CO_{2 \text{ Messung}}} \quad (6.2)$$

Es ergibt sich die von der Luftzahl λ abhängige Bedingung, in der die Fortschrittsvariable x die Verbrennungsgüte $\eta_{verb.}$ ausdrückt.

$$x = \frac{\frac{3}{2} \cdot \lambda}{\frac{O_{2 \text{ Messung}}}{CO_{2 \text{ Messung}}} + \frac{3}{2}}; \quad \left\{ \begin{array}{ll} x = 1 & \text{vollständige Brennstoffumsetzung} \\ x = 0 & \text{keine Brennstoffumsetzung} \end{array} \right. \quad (6.3)$$

Stationärer Betriebspunkt $P_{th} = 49,75 \text{ W}$

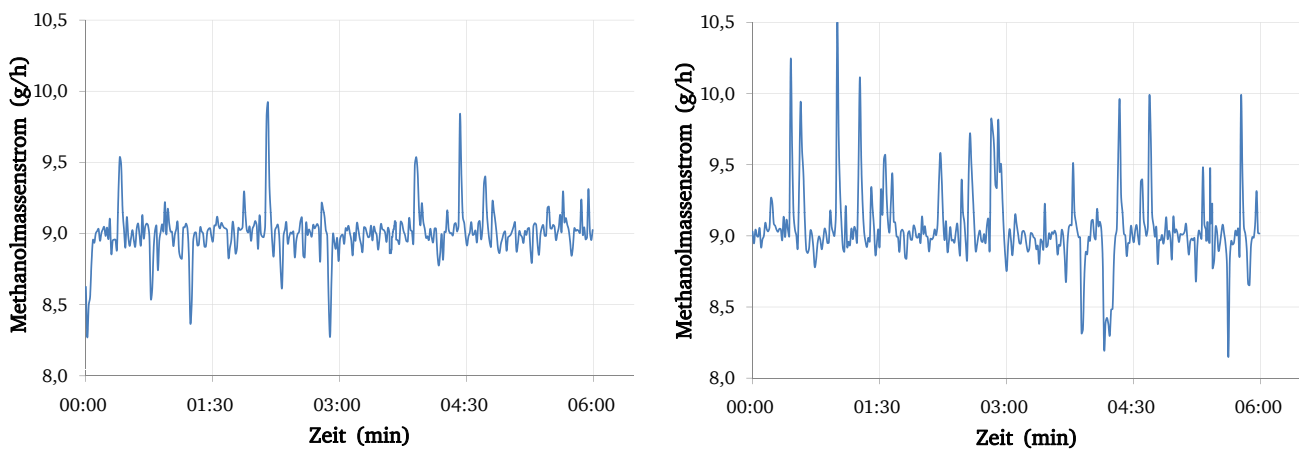


Abb. 6.6: Zugeführter Methanolmassenstrom beim Hauptbetriebspunkt von ca. $P_{th} = 50 \text{ W}$ und einer Luftzahl von $\lambda = 1,31$ (rechts) und von $\lambda = 1,21$ (links).

Eine thermische Leistung von ca. $P_{th} = 50 \text{ W}$ stellt den Hauptarbeitspunkt für den Mikroenergieumwandler dar. Exemplarisch sollen zwei Messreihen bei einer Luftzahl von $\lambda = 1,31$ und von $\lambda = 1,21$ vorgestellt werden. Abbildung 6.6 zeigt den zugeführten Methanolmassenstrom für

die jeweiligen Konfigurationen. Bei beiden Konfigurationen sind starke Schwankungen bei der Methanolversorgung zu erkennen. Trotz dieser Oszillationen ist der Verbrennungsvorgang bei beiden Konfigurationen stabil. Abbildung 6.7 zeigt die Abgaskonzentrationen im gleichen Zeitraum. Unter Einbeziehung der Gleichung 6.3 ergibt sich für beide Konfigurationen im Durchschnitt eine annähernd vollständige Verbrennung. Bei der Luftzahl von $\lambda = 1,21$ ergibt sich eine Verbrennungsgüte von $\eta_{verb.} \approx 98\%$ und für die Luftzahl von $\lambda = 1,31$ eine $\eta_{verb.} \approx 99\%$. Dies entspricht einem Verlust von $P_{unv.} \leq -1\text{ W}$.

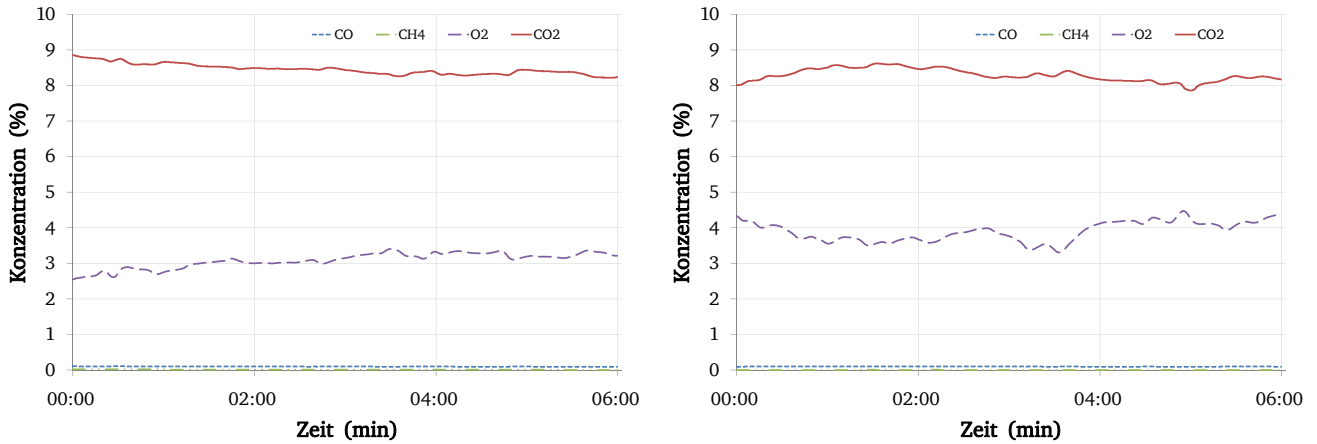


Abb. 6.7: Darstellung der Abgaskonzentrationen beim Hauptbetriebspunkt von ca. $P_{th} = 50\text{ W}$ und einer Luftzahl von $\lambda = 1,31$ (rechts) und von $\lambda = 1,21$ (links).

Die thermischen Verluste durch das Abgas liegen bei den beiden Konfigurationen zwischen $\dot{Q}_{Abgas} = -4,4\text{ W} - -4,9\text{ W}$. Der Verlust über die Brennkammerwände, an denen die aktive Wärmekompensation anliegt, beläuft sich in der Summe auf $\dot{Q}_{wand} \leq -1,5\text{ W}$. Der größte Teil der generierten thermischen Energie dient zur Verdampfung des Methanols und wird mittels latenter Wärme zu den zwei Kondensatoren befördert und dort auskondensiert. Hierbei verlässt am Kondensator Nr. 1 je nach Konfiguration ein Wärmestrom von $\dot{Q}_{K1} = -27\text{ W} - -28\text{ W}$ das System und im Kondensator Nr. 2 ein Wärmestrom von $\dot{Q}_{K2} = -8,9\text{ W} - -9,6\text{ W}$. Somit werden ca. 72 % - 75 % der generierten thermischen Energie durch die Kondensatoren abgegeben. Gleichzeitig stellt sich eine Temperaturdifferenz am thermoelektrischen Generator von $\Delta T = 245\text{ K} - 255\text{ K}$ ein. Die Temperatur an der Verdampferseite liegt hierbei bei $T_K = 345\text{ K}$ und an der Brennerseite bei $T_H = 591\text{ K} - 601\text{ K}$.

Teillastkonfiguration $5 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ und $\lambda = 1,29$, $P_{th} = 27,65\text{ W}$

Die Teillastkonfiguration mit einer thermischen Leistung von $P_{th} = 27,65\text{ W}$ zeigt auch ein stabiles Verbrennungsverhalten, bei einem durch Druckschwankungen geprägten Methanolmassenstrom. Abbildung 6.8 zeigt auf der linken Seite den zugeführten Methanolmassenstrom in einem Zeitraum von 6 Minuten. Deutlich zu sehen ist, dass der Massenstrom in einem Bereich von $4 \frac{\text{g}}{\text{h}} - 5 \frac{\text{g}}{\text{h}}$ schwankt. Auf der rechten Seite von Abbildung 6.8 ist der dazugehörige Abgaskonzentrationenverlauf. Trotz kleiner Schwankungen liegt auch hier eine nahezu voll-

ständige Verbrennung $\eta_{verb.} \approx 99\%$ vor. Die Wärmeverluste über die Systemwände liegen bei $\dot{Q}_{Wand} \leq -1\text{ W}$ und sind vernachlässigbar. Die thermischen Verluste über das Abgas liegen bei etwa $\dot{Q}_{Abgas} = -1,6\text{ W}$. Der Hauptteil der generierten thermischen Energie verlässt das System über die zwei Kondensatoren. Der Anteil liegt bei dieser Konfiguration bei 78 %, wobei Kondensator Nr. 1 einen Wärmestrom von $\dot{Q}_{K1} = -17,8\text{ W}$ abführt und Kondensator Nr. 2 ca. $\dot{Q}_{K2} = -3\text{ W}$. Die sich dabei einstellende Temperaturdifferenz am thermoelektrischen Generator liegt bei ca. $\Delta T = 126\text{ K}$. Hierbei liegt die Temperatur auf der Verdampferseite bei etwa $T_K = 343\text{ K}$ und auf der Brennerseite bei $T_H = 469\text{ K}$.

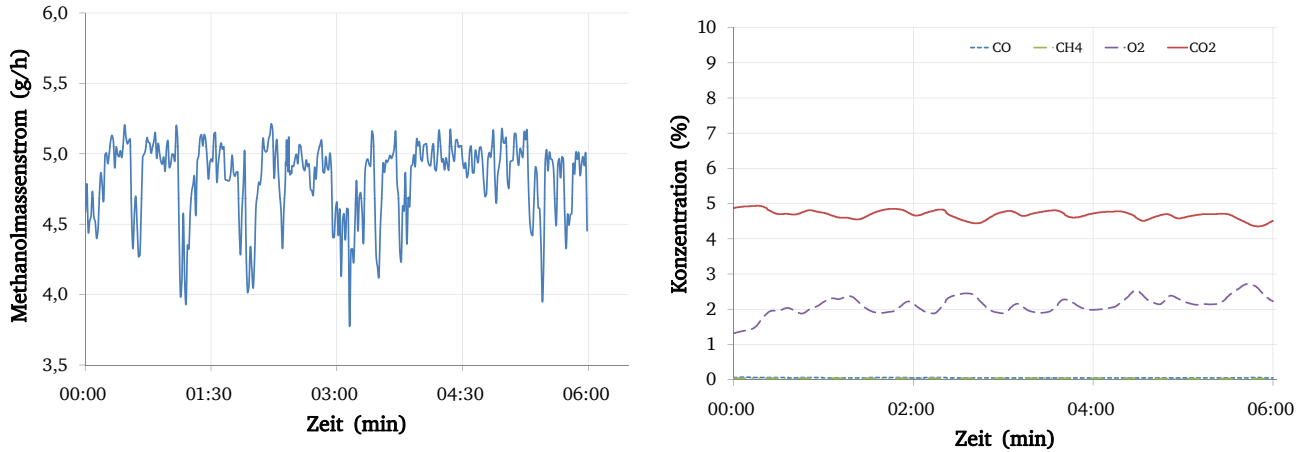


Abb. 6.8: Zugeführter Methanolmassenstrom (links) und Darstellung der Abgaskonzentrationen (rechts) in der Teillastkonfiguration $P_{th} = 27,65\text{ W}$ bei $5\frac{\text{g}}{\text{h}}$ und $\lambda = 1,29$.

6.2.3 Analyse und Effizienzbetrachtung

Im Vordergrund der experimentellen Untersuchung standen stets die Realisierung eines funktionsfähigen Systems, die Charakterisierung, die Abschätzung der Effizienz und das Aufzeigen von Entwicklungspotenzialen. Vor diesem Hintergrund konzentriert sich die Messungenauigkeitsabschätzung auf die Energiebilanz des thermodynamischen Systems. Ist die Energiebilanz erfüllt, kann eine realistische Effizienzabschätzung vorgenommen werden. Bei der Addition der messbaren Verluste des Systems $P_{th} = 50\text{ W}$ zeigt sich, dass bei beiden untersuchten Konfigurationen ca. $P_{undef.} = -7\text{ W}$ undefiniert sind. Dies entspricht ca. 14 % der Gesamtleistung. Dieser undefinierte Verlust ist auch bei der Teillastkonfiguration zu beobachten. Hier beträgt dieser $P_{undef.} = -5\text{ W}$ und somit 18 %. Diese undefinierten Verluste sind auch während diverser Zwischenschritte der Systemintegration beobachtet worden. Abweichungen hervorgerufen durch falsch justierte Messperipherie, Aufbauvariation sowie Alterserscheinungen können ausgeschlossen werden. Derartige Messungenauigkeiten bedingt durch Temperaturmessfehler eines Thermoelements sind ebenfalls nicht anzunehmen, da die kalibrierten Normthermoelemente alle relevanten Temperaturen redundant erfasst haben und hierbei keine Auffälligkeiten auftraten. Bei einer näheren Betrachtung des Gesamtsystems ist der Hauptteil der undefinierten Verluste im Verdampfungs- und Kondensationskreislauf anzunehmen. Projektbedingt sind die für den

Wärmestromabtransport wichtigen Kondensatoren nicht unmittelbar in der Nähe der Systemkombination Mikroverdampfer-Mikrobrennkammer angesiedelt. Silikonschläuche dienen zum Transport des Methanols vom Mikroverdampfer zum Kondensator und zurück. Diese Strecke beträgt ca. 25 cm – 30 cm in eine Richtung. Eine Abschätzung der Verluste kann unter Annahme eines horizontal liegenden idealen Zylinders vorgenommen werden. Hierbei ergibt sich bei einer realistischen durchschnittlichen Schlauchtemperatur von 320 K und einer Umgebungstemperatur von 292 K ein Wärmeverlust durch natürliche Konvektion von ca. $\dot{Q}_{kon} = -4,9$ W. Diese idealisierte Abschätzung zeigt gut auf, dass die Verluste hervorgerufen durch den Methanoltransport im Silikonschlauch in der Größenordnung von $P_{undef.}$ liegen. Weitere nicht erfasste Wärmestromverluste sind bei näherer Betrachtung beim thermoelektrischen Generator und Verdampfer zu finden. Sie verfügen über keine aktive Wärmeverlustkompensation bzw. Isolierung, da diese die Funktionalität negativ beeinflussen würde. Mögliche Messungenauigkeiten, hervorgerufen durch Thermoelementmessfehler, haben in der Summe somit keinen nennenswerten Einfluss auf die folgende Effizienzabschätzung.

Effizienzabschätzung

Wie in Abschnitt 6.1.3 kann nun unter Verwendung der Gleichung 3.19 eine Effizienzabschätzung vorgenommen werden. Mit einer Temperaturdifferenz von $\Delta T = 245$ K – 255 K und einem konservativ angenommenen thermoelektrischen Gütefaktor von $ZT = 0,8$ ergibt sich ein thermoelektrischer Wirkungsgrad für die Konfigurationen $P_{th} = 50$ W im Bereich von $\eta_{th.Gen.} = 7,4\% - 7,6\%$. Der Anteil der thermischen Leistung, die dem thermoelektrischen Energiewandlungsprozess zur Verfügung steht, liegt bei 72 % – 75 %. Somit ergibt sich ein Systemwirkungsgrad von $\eta_{System} = 5,3\% - 5,6\%$.

Für die Teillastkonfiguration ergibt sich bei einer Temperaturdifferenz am thermoelektrischen Generator von $\Delta T = 126$ K und einem thermoelektrischen Gütefaktor von $ZT = 0,8$ ein thermoelektrischer Wirkungsgrad von $\eta_{th.Gen.} = 4,4\%$. Der Anteil der Gesamtleistung, die dem thermoelektrischen Wandlungsprozess zur Verfügung steht liegt bei 78 %. Es ergibt sich somit bei der Teillastkonfiguration ein Systemwirkungsgrad von $\eta_{System} = 3,46\%$. In beiden Berechnungsbeispielen sind die Wärmeverluste durch die Silikonschläuche nicht berücksichtigt. Dies würden den Systemwirkungsgrad zusätzlich erhöhen.

Ausgehend von einem mittleren Systemwirkungsgrad von $\eta_{System} = 5,5\%$ ergibt sich ohne Einbeziehung der Umwandlungsperipherie somit eine systembedingte Energiedichte für Methanol von $1,1 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$. Dies entspricht annähernd dem Doppelten eines gängigen Lithium-Ionen-Akkus.

6.3 Laserspektroskopische Untersuchungen

Die laserspektroskopischen Untersuchungen mittels thermographischer Phospore sollen bei der Charakterisierung des Systems Mikrobrennkammer helfen. Der Aufbau des untersuchten Mikrobrenners sowie der Messaufbau werden in Abschnitt 5 und 5.6 näher beschrieben. Untersucht werden verschiedene stationäre Betriebszustände und verschiedene innere Brennkam-

mern. Bei den Betriebszuständen sind thermische Systemleistungen von $P_{th} = 25\text{ W}$, 50 W und 75 W untersucht worden. Bei den verschiedenen Betriebszuständen kommt jeweils eine innere Brennkammer aus Glas ($s_{wand} = 1\text{ mm}$) bzw. Edelstahl zum Einsatz. Zwei Typen von inneren Brennkammern aus Edelstahl sind benutzt worden; eine dickwandige mit einer Wandstärke von $s_{wand} = 1\text{ mm}$ und eine dünnwandige mit einer Wandstärke von $s_{wand} = 0,15\text{ mm}$. Alle eingesetzten Brennkammern weisen jeweils eine thermisch sensitive Phosphorschicht auf dem Außenmantel auf. Bei den inneren Brennkammern aus Glas ist die thermisch sensitive Schicht sowohl innen und außen angebracht worden. Das Anbringen des thermographischen Phosphors auf der Innenseite der Glasbrennkammer ermöglicht die Temperaturmessung in nächster Nähe zur Reaktionszone. Bei der Bewertung der Messergebnisse ist eine Abschätzung des Messfehlers wichtig. In [8] wird detailliert auf mögliche Messfehler eingegangen. In Abschnitt 4.2 sind diese Fehlerkategorien exemplarisch aufgelistet. Für das hier zugrundeliegende System erscheint die Fehlerkategorie der thermischen Wechselwirkung von Bedeutung. Bei fortschreitender Miniaturisierung fällt der Einfluss der Oberfläche viel stärker ins Gewicht. Das oberflächenmanipulative Eingreifen einer Phosphorbeschichtung kann das thermische Gleichgewicht verändern. Dennoch erscheint bei näherer Betrachtung der mittels Bindemittel aufgetragene Phosphor im vorliegenden Fall nicht nennenswert. Die Bindemittelschicht ist deutlich dünner als die Wandstärke selbst. Abbildung 6.9 zeigt die unter Verwendung eines Bindemittels aufgetragene thermographische Phosphorbeschichtung.



Abb. 6.9: Mit thermographischem Phosphor beschichtete innere Brennkammern. Links innere Brennkammern aus Glas innen und außen beschichtet, rechts Brennkammern aus Edelstahl jeweils eine mit dünner und dicker Wandstärke.

Wie in den Versuchen der Voruntersuchungen in Abschnitt 6.1 und den Hauptuntersuchungen in Abschnitt 6.2, kommt eine stabilisierende katalytisch aktive Mikrofaser zum Einsatz. Ergänzend zu den katalytisch unterstützten Verbrennungsuntersuchungen ist auch eine nicht katalytische Reaktion untersucht worden. Anstatt einer katalytisch aktiven Mikrofaser ist eine Lochplatte im unteren Bereich der inneren Brennkammer angebracht worden. Diese ermöglicht eine relativ stabile Verbrennung. Die untersuchte Konfiguration hat eine thermische Leistung von $P_{th} = 50\text{ W}$.

Bei allen vorgestellten Ergebnissen ist Methan als Brennstoff verwendet worden. Die Luftzahl

beträgt hierbei immer $\lambda = 1,2$. Des Weiteren kommt der Verdampferaufsatz zum Einsatz, um den Wärmetransport zum Verdampfer zu simulieren.

6.3.1 Gegenüberstellung unterschiedlicher innerer Brennkammern

Abbildung 6.10 zeigt die Temperaturen einer katalytisch unterstützten Verbrennung beim Betriebszustand von $P_{th} = 50$ W. Die y-Achse zeigt die Temperatur in K, die x-Achse die Position entlang der $h_{BZ} = 15$ mm großen inneren Brennkammer. Der erste der 13 Messpunkte befindet sich an Position $h_{pos} = 2,5$ mm gleich nach dem Eintritt des Methan-Luft-Gemisches in die innere Brennkammer. Der letzte Messpunkt befindet sich an der Position $h_{pos} = 14,5$ mm kurz bevor das Gemisch die innere Brennkammer verlässt. Der Abstand zwischen den einzelnen Messpunkten beträgt $\Delta h_{pos} = 1$ mm.

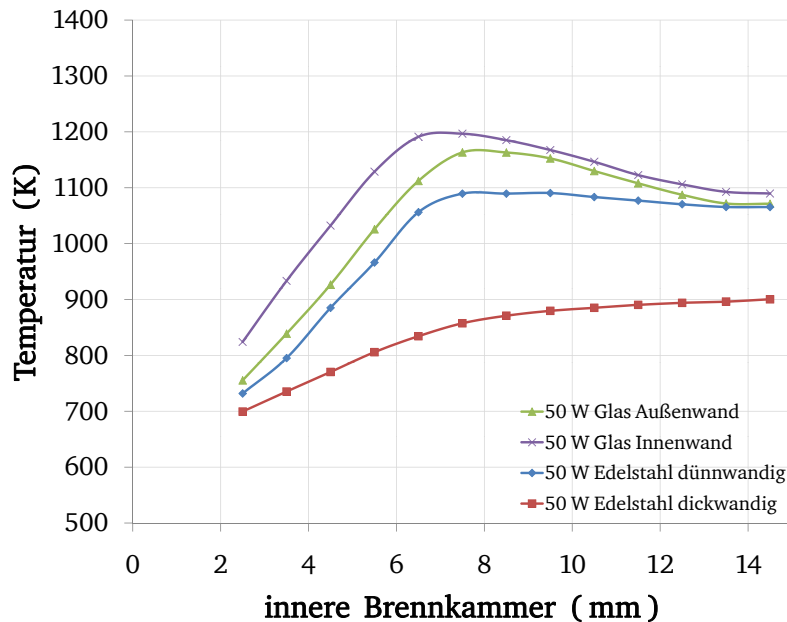


Abb. 6.10: Wandtemperaturenverlauf an Brennkammern aus Edelstahl, dick- und dünnwandig, sowie aus Glas, Innen- und Außenwand. Stationärer Betriebszustand $P_{th} = 50$ W.

Bei den vorliegenden Messungen ist eine Leistung von ca. $\dot{Q}_{th,Gen.} = 37$ W des generierten Wärmestroms zur Stirnseite des thermoelektrischen Generators geleitet worden. Trotz umfangreicher Maßnahmen zur inneren Abdichtung des Systems, ist Methan einer Heizleistung von $P_{unv.} = 8$ W im Abgas nachgewiesen worden. Der Rest der generierten Wärme verlässt das System über die Wandsystemgrenzen, Mantelseite und Stirnseite sowie über das heiße Abgas. Betrachtet man nun den Wandtemperaturverlauf in Abbildung 6.10, so ist bei den Messungen der inneren Brennkammern aus Glas und der dünnwandigen Edelstahlbrennkammer ein starker Temperaturanstieg bis zur Position $h_{max} = 7,5$ mm zu beobachten. Die Wandtemperatur im inneren der Glasbrennkammer liegt hier bei $T_{max} = 1196$ K und an der Außenwand bei $T_{max} = 1163$ K. Während bei der dünnwandigen Edelstahlbrennkammer die Wandtemperatur auf dem Niveau der Position $h_{max} = 7,5$ mm im weiteren Verlauf verbleibt, sinken die

Wandtemperaturen in der Glasbrennkammer wieder bis auf das Niveau der dünnwandigen Edelstahlbrennkammer. Der Temperaturverlauf der dickwandigen Edelstahlbrennkammer hingegen zeigt eine andere Charakteristik. Hier steigt die Wandtemperatur moderat bis zur Position $h_{max} = 7,5 \text{ mm}$, danach flacht die Steigung ein wenig ab, wobei die maximale Temperatur am Ende der Brennkammer mit $T_{max} = 900 \text{ K}$ erreicht wird. Das Temperaturniveau der dickwandigen Edelstahlbrennkammer ist während des ganzen Verlaufs deutlich niedriger als das der anderen.

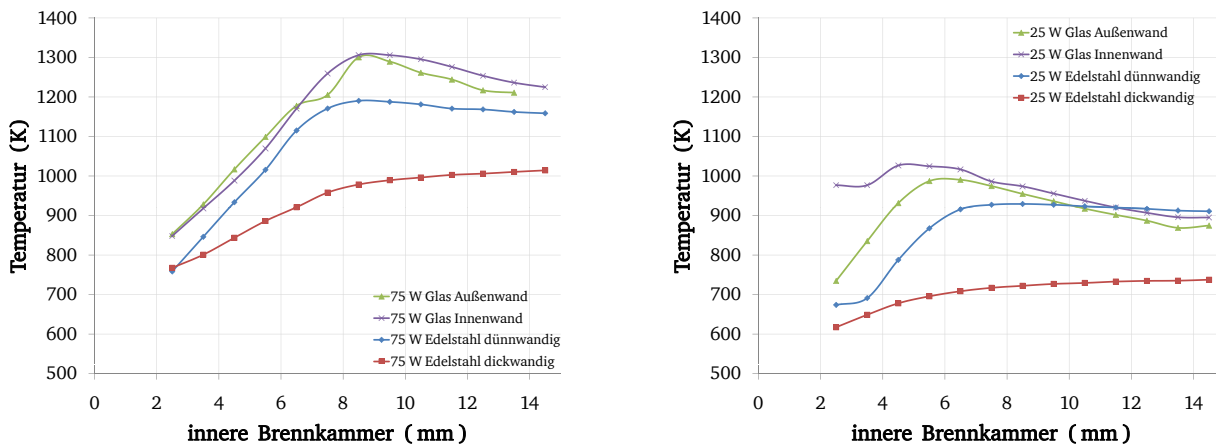


Abb. 6.11: Wandtemperaturenverlauf an Brennkammern aus Edelstahl, dick- und dünnwandig sowie aus Glas, Innen- und Außenwand. Stationärer Betriebszustand $P_{th} = 75 \text{ W}$ (links) und $P_{th} = 25 \text{ W}$ (rechts).

Abbildung 6.11 zeigt die experimentellen Untersuchungen der stationären Betriebszustände von $P_{th} = 75 \text{ W}$ (links) und $P_{th} = 25 \text{ W}$ (rechts). Sie weisen die gleichen qualitativen Verläufe auf. Im Betriebszustand $P_{th} = 75 \text{ W}$ wird die maximale Temperatur bei Position $h_{max} = 8,5 \text{ mm}$ sowie beim Betriebszustand $P_{th} = 25 \text{ W}$ bei $h_{max} = 6,5 \text{ mm}$ erreicht. Nach dem Erreichen der maximalen Temperatur sinken die Temperaturen der Glasbrennkammern wieder ab, während die Wandtemperaturen der dünnwandigen Edelstahlbrennkammer auf dem gleichen Niveau bleiben. Vergleichbar mit dem Betriebszustand $P_{th} = 50 \text{ W}$ steigen die Temperaturen der dickwandigen Brennkammern anfangs moderat an, flachen ab und erreichen ihr Maximum am Ende der Brennkammer.

Zu erklären ist dieser Verlauf in allen drei untersuchten Betriebszuständen mit den unterschiedlichen Wärmewiderständen R (Gleichung 5.3) der inneren Brennkammern. Sie ergeben sich aus der Materialwahl und deren Wärmeleitkoeffizienten bzw. den geometrischen Abmessungen der Brennkammerwand. Das Brennstoff-Luft-Gemisch strömt zuerst in der inneren Brennkammer durch die katalytisch aktive Mikrofaser. An deren Oberfläche findet eine katalytische Teilumsetzung und Stabilisierung der chemischen Reaktion statt. Oberhalb der Mikrofaser ist, assistiert durch die katalytische Reaktion, die Gasphasenreaktion zu beobachten (siehe Abb. 5.11). In diesem Bereich erfolgt der Hauptumsatz des Brennstoffes. Dies markiert die Position h_{max} der maximalen Wandtemperatur T_{max} der Glasbrennkammer und der dünnwandigen

Edelstahlbrennkammer. Die unterschiedlichen Positionen für h_{max} bei den verschiedenen Betriebszuständen ergeben sich aus den jeweils vorliegenden Strömungsgeschwindigkeiten des Gemisches in der Brennkammer, wobei die maximale Temperatur T_{max} maßgeblich von der umgesetzten Leistung abhängig ist.

In der Glasbrennkammer findet nur eine geringe Wärmeleitung in die Grundstruktur des Brenners statt. Der Grund hierfür liegt im geringen Wärmeleitkoeffizienten von Glas, der bei Umgebungstemperatur bei $\lambda_{300K} = 0,76 \frac{W}{mK}$ liegt. Die geringe Wärmeleitung führt zu einer lokalen Temperaturerhöhung T_{max} . Dies lässt darauf schließen, dass das Wandtemperaturprofil der inneren Brennkammer aus Glas das Temperaturprofil der Gasphase qualitativ gut widerspiegelt. Abgeschwächt kann man dieses Verhalten auch an der dünnwandigen Edelstahlwand beobachten. Hier wird die Wärmeleitung durch die geometrischen Abmessungen der Wand begrenzt. Da jedoch der Wärmeleitkoeffizient von Edelstahl vielfach größer ist als der von Glas, sind die lokalen Temperaturerhöhungen abgeschwächt. Zum Vergleich: für Edelstahl gilt je nach Legierung ein Wärmeleitkoeffizient bei Umgebungstemperatur von $\lambda_{300K} = 16 - 40 \frac{W}{mK}$. Das niedrigere Temperaturniveau der dickwandigen Edelstahlbrennkammer ist mit deren guten Wärmeleitung zu erklären. Die größere Brennkammerwandfläche A sowie der zu Glas relativ hohe Wärmeleitkoeffizient führen zu einem erhöhten Wärmestrom entgegen der x-Achsen-Richtung. Dies kann direkt aus der Gleichung 6.4 hergeleitet werden. So ist ein Wärmestrom in einem Festkörper von der anliegenden Temperaturdifferenz ΔT dem Wärmeleitkoeffizienten λ und den geometrischen Parametern Fläche $A = \pi(r_a^2 - r_i^2)$ sowie der Wärmeleitstrecke s abhängig. An einem Zahlenbeispiel kann dies besonders gut verdeutlicht werden.

$$\dot{Q} = \frac{\Delta T A}{s} \lambda \quad (6.4)$$

Betrachtet man beispielsweise die Wandtemperaturverläufe der Edelstahlbrennkammern in Abbildung 6.10, so ergibt sich in Achsenrichtung im Bereich $s = \Delta h = h_{max} - h_{2,5} = 5 \text{ mm}$ für die dünnwandige Edelstahlbrennkammer eine Temperaturdifferenz von $\Delta T = 358 \text{ K}$ und im gleichen Bereich für die dickwandige $\Delta T = 158 \text{ K}$. Mit den jeweiligen Wandstärken und bei Annahme eines annähernd gleichen Wärmeleitkoeffizienten in diesen Temperaturbereichen, können die jeweiligen Wärmeströme verglichen werden. Durch die größere Wandstärke ergibt sich, wie in Tabelle 6.1 dargestellt, ein ca. dreifach höherer axial verlaufender Wärmestrom in der dickwandigen Edelstahlbrennkammer als in der dünnwandigen.

Den großen Einfluss der Wärmeleitung in der Brennkammernwand verdeutlicht zusätzlich Abbildung 6.12. In der rechten Abbildung liegen die Glaswandtemperaturen bei den Betriebszuständen $P_{th} = 75 \text{ W}$ und 50 W bei Position $h_{pos} = 2,5 \text{ mm}$ auf einem gleichen Temperaturniveau von $T = 820 \text{ K}$. Im Betriebszustand $P_{th} = 25 \text{ W}$ ist an dieser Position die Temperatur leicht erhöht $T = 975 \text{ K}$. Da hier jedoch ein grober Übergang im Temperaturprofil zu verzeichnen ist, scheint hier eine Ungenauigkeit vorzuliegen. Diese kann beispielsweise durch das Eigenleuchten der katalytisch aktiven Mikrofaser, die sich in diesem Bereich befindet, hervorgerufen sein. Ausgehend vom ersten Messpunkt steigen die Temperaturen gleichmäßig annähernd mit der gleichen

Tabelle 6.1: Vergleich der Wärmeströme in einer dünnwandigen und dickwandigen Edelstahlbrennkammerwand unter Verwendung der Gleichung 6.4.

P_{th}	Werkstoff	r_i	r_a	Bereich	ΔT	\dot{Q}
50 W	Edelstahl	5 mm	5,15 mm	$h_{2,5} - h_{7,5}$	358 K	$0,342 \text{ mK} \cdot \lambda$
50 W	Edelstahl	5 mm	6,00 mm	$h_{2,5} - h_{7,5}$	158 K	$1,092 \text{ mK} \cdot \lambda$

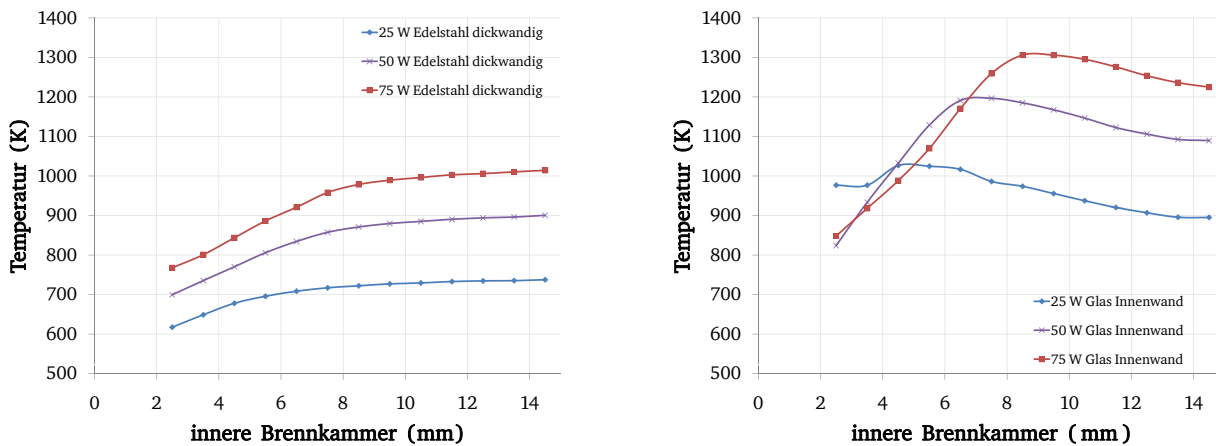


Abb. 6.12: Wandtemperaturenverlauf bei stationären Betriebspunkten von $P_{th} = 25 \text{ W}$, 50 W und 75 W einer dickwandigen Edelstahlbrennkammer (links) und an der Innenwand der Glasbrennkammer (rechts).

Steigung an und erreichen ihre betriebsbedingte maximale Temperatur T_{max} . Anschließend stabilisieren sich die Wandtemperaturverläufe auf einem betriebsbedingten Niveau. Ein Vergleich mit der linken Seite von Abbildung 6.12 zeigt einen deutlichen Unterschied. Hier führt die höhere Wandwärmeleitung bei der dickwandigen Edelstahlbrennkammer hingegen dazu, dass sich in jedem Messpunkt die Wandtemperaturen leistungsbedingt auf einem anderen Niveau befinden. Lokale Temperaturerhöhungen werden durch den Wärmetransport in der Brennkammerwand geglättet und die Gradienten sind schwächer.

6.3.2 Gegenüberstellung der homogenen und der katalytisch unterstützten Reaktion

Neben den Anordnungen mit katalytisch unterstützter Verbrennung wurden auch Messungen an einer rein homogenen Verbrennung durchgeführt. Hierbei wurde zur Flammenstabilisierung eine dünne Lochplatte mit einer zentralen Bohrung sowie 5 radial angeordneten Bohrungen im Einströmbereich der inneren Brennkammer platziert. Der untersuchte stationäre Betriebszustand ist $P_{th} = 50 \text{ W}$. Da die Wandtemperaturen der Glasbrennkammer auch einen guten qualitativen Verlauf des Temperaturprofils in der Gasphase aufzeigen, werden diese exemplarisch dargestellt. Abbildung 6.13 zeigt den Wandtemperaturenverlauf für diesen Betriebszustand die an der Innen- und Außenwand der Glaskammernwand sowohl für die homogene wie auch für

die katalytisch unterstützte Reaktion.

Bei näherer Betrachtung sind hierbei besonders drei Merkmale zu beobachten:

1. Alle Wandtemperaturen sind während des homogenen Verbrennungsprozesses höher als die des katalytisch unterstützten.
2. Der Abfall der Temperatur nach dem Erreichen von T_{max} fällt beim homogenen Verbrennungsprozess niedriger aus als beim katalytisch unterstützten.

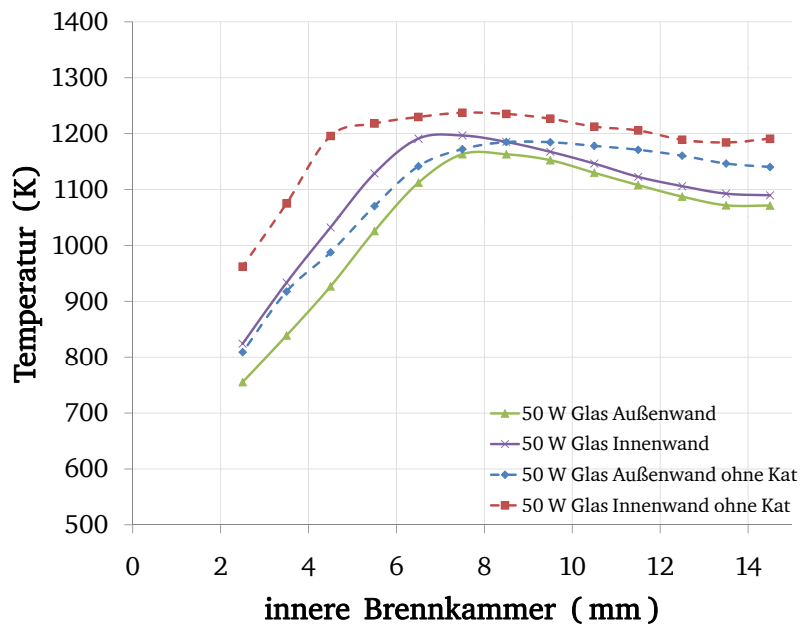


Abb. 6.13: Wandtemperaturenverlauf an Brennkammern aus Glas, Innen- und Außenwand. Stationärer Betriebszustand $P_{th} = 50$ W bei homogener und katalytisch unterstützter Verbrennung.

Die höheren Wandtemperaturen der homogenen Verbrennung sind auf zwei Arten zu erklären. Die stabilisierende Lochplatte der homogenen Verbrennungsanordnung stellt im Mikrobrenner einen geringeren Strömungswiderstand dar, als die Mikrofaser der katalytisch unterstützten Verbrennung. Zu beobachten ist dies am Druckabfall im System, der bei der homogenen Anordnung $\Delta p_{hom} = 5,6$ mbar beträgt und bei der katalytisch unterstützten Anordnung $\Delta p_{kat} = 11,5$ mbar. Dieser Sachverhalt führt zu geringeren Leakageströmung im System, was sich im geringeren Methananteil im Abgas ausdrückt. Im optisch zugänglichen Brenner gelingt trotz umfangreicher Gegenmaßnahmen ein kleiner Teil des Brennstoff-Luft-Gemisches direkt ins Abgas ohne die inneren Brennkammer zu durchströmen. Im katalytisch unterstützten Fall entspricht der Anteil einer Verlustleistung von $P_{unv.} = -8$ W und im homogenen Fall von $P_{unv.} = -2,4$ W. Diese relative Leistungssteigerung um $\Delta P = 5,6$ W ist hauptsächlich für das höhere Temperaturniveau der homogenen Verbrennungsanordnung verantwortlich. Des Weiteren kann das Absenken der Aktivierungsenergie des Katalysators die Wandtemperaturen beeinflussen. Dies scheint jedoch beim vorliegenden Fall, in dem ein großer Anteil der generierten thermischen Energie in der

homogenen Phase abläuft, vernachlässigbar zu sein.

Der größere Abfall in der Wandtemperatur nach dem Erreichen der maximalen Temperatur T_{max} im katalytisch unterstützten Fall ist durch die Präsenz der katalytisch aktiven Mikrofasern zu erklären. Hierbei können zwei Ansätze verfolgt werden. Einerseits kann bedingt durch die katalytische Aktivität der Mikrofasern ein Großteil der homogenen Umsetzung direkt an der Position h_{max} erfolgen. Andererseits können die strömungsmanipulativen Eigenschaften der Mikrofasern zu einer Umgebung führen, welche die Umsetzung des Brennstoffes an der Position h_{max} begünstigt. Anzunehmen ist, dass die Kombination beider Erklärungen zu diesem Wandtemperaturprofil führt.

7 Numerische Untersuchungen

Im Rahmen der Auslegung und Untersuchungen am Mikrobrenner werden neben den experimentellen Studien auch numerische Simulationen durchgeführt. Verwendet wird hierbei das kommerzielle CFD-Programm Fluent (ANSYS Inc.). Die numerischen Untersuchungen teilen sich in zwei Teile. Im ersten Untersuchungsteil wird die Geometrie der Mikrobrennkammer der Hauptuntersuchungsphase dreidimensional abgebildet und mittels des vorhandenen Fluentmodels für vorgemischte Verbrennung analysiert. Hierbei soll kurz auf die beobachteten Phänomene eingegangen werden. Im zweiten Teil der Untersuchungen steht die numerische Abbildung der katalytischen Oberflächenreaktion im Vordergrund. Hierzu wird das Programmpaket DETCHEM [15] zur Abbildung der katalytischen Oberflächenreaktion verwendet. Dieser Teil der Untersuchung zeigt verschieden generische zweidimensionale Mikrobrennervarianten auf und bewertet deren Verbrennungsgüte.

7.1 Dreidimensionale Abbildung der Mikrobrennkammer

Die dreidimensionale numerische Abbildung der Mikrobrennkammer dient vor allem zur Bewertung und Verifizierung der Beobachtungen, die während der experimentellen Untersuchungen gemacht werden. Desweiteren dienen die Beobachtungen der numerischen Untersuchung zur experimentellen Weiterentwicklung. Auf eine exakte Darstellung wird aufgrund der fortgeschrittenen Komplexität verzichtet.

7.1.1 Geometrie, Gitter & Randbedingungen

Bei der verwendeten Geometrie handelt es sich um ein dreidimensionales Abbild der in Abschnitt 5.4.2 vorgestellten Mikrobrennkammer der Hauptuntersuchungsphase. Die numerische Geometrie beinhaltet den Vorwärmringspalt, die radial zulaufenden Zufuhrkanäle, die innere Brennkammer, den Abgasraum sowie die drei Abgaskanäle. Der Gemisch-Zufuhr-Einstrom konnte mittels vier Einströmflächen realisiert werden. Auf die Abbildung der Zündung ist verzichtet worden. Anstatt der im Experiment vorliegenden katalytisch aktiven Mikrofaser ist die in Abschnitt 6.3 beschriebene Lochplatte abgebildet worden, da in dieser Untersuchungsphase die Abbildung der katalytisch unterstützten Geometrie nicht realisiert werden konnte.

Die Geometrie ist mit einem unstrukturierten Hexaedergitter vernetzt. Eine Gitterunabhängigkeitsanalyse zeigte für ein Gitter mit 400 000 Zellen ein zufriedenstellendes Verhältnis von Zeitaufwand und Rechengenauigkeit. Der Grund für die dreidimensionale Abbildung des Systems liegt in der nicht vorliegenden Rotationssymmetrie. Die vier Gemisch-Zufuhr-Kanäle kombiniert mit den drei Abgaskanälen sowie die radialen Zufuhrkanäle erschweren die Abstraktion der

Geometrie auf einen achsensymmetrischen zweidimensionalen Fall.

Als thermische Randbedingungen sind an allen drei Seiten der zylinderförmigen Mikrobrennkammer Neumann-Randbedingungen gesetzt worden, die den experimentellen Randbedingungen entsprechen. Der Fluidvolumenstrom des Brennstoff-Luftgemisches orientiert sich an der stationären thermischen Betriebsleistung von $P_{th} = 50 \text{ W}$.

7.1.2 Resultate und Bewertung

Die hier durchgeführte CFD-Simulation eignet sich besonders zur Betrachtung und Analyse des Wärmetransports im Mikrobrennersystem. Die Simulation der vorgemischten Methanverbrennung bei $\lambda = 1,2$ dient lediglich als thermischer Quellterm, da das in Fluent integrierte TFC Modell verwendet wird. Die Untersuchung des Verbrennungsvorgangs kann somit nur grobe Tendenzen wiedergeben. Abbildung 7.1 zeigt beispielhaft den Verlauf der Fortschrittsvariable (rechts) und der Dichte (links) in einer dreidimensionalen Darstellung. Die Abbildung verdeutlicht die geometrische Struktur des Brenners. Der Verlauf der Fortschrittsvariable und der Dichte in der inneren Brennkammer veranschaulicht die Lage der Wärmefreisetzung.

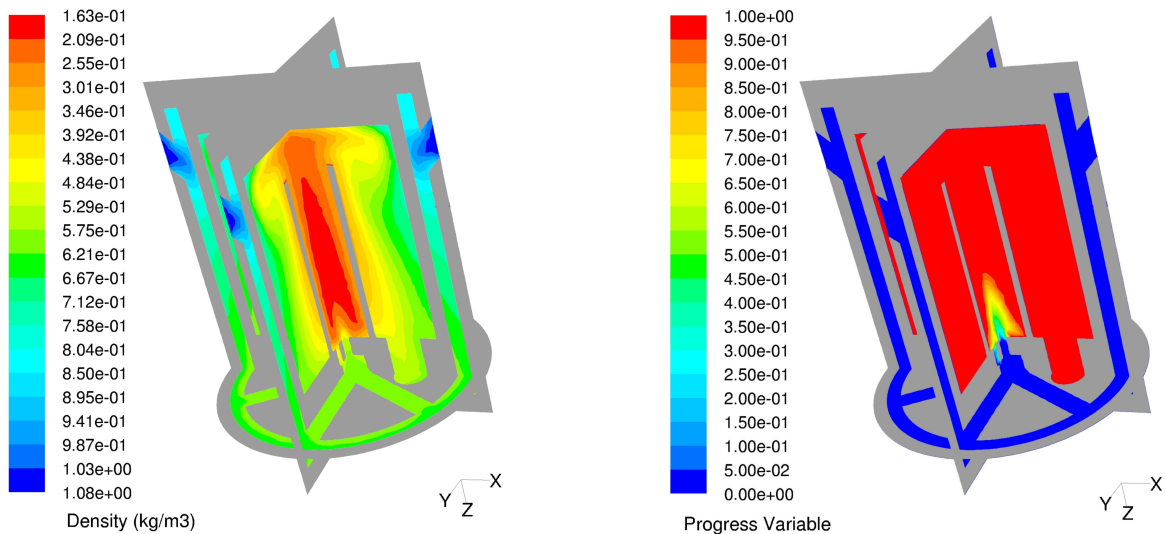


Abb. 7.1: Verlauf der Fortschrittsvariable (rechts) und der Dichte (links) in einer dreidimensionalen Darstellung.

Anhand einzelner systemrelevanter Größen kann nun die Aussagekraft der CFD-Berechnung analysiert werden. Im Folgenden sollen lediglich ausgewählte Systemgrößen bei der Analyse helfen, auf eine ausführliche Untersuchung wird verzichtet. Als Referenzanordnung soll der homogene Verbrennungsprozess im optisch zugänglichen Mikrobrenner dienen. Die Anordnung sowie die Messergebnisse werden in den Abschnitten 5, 5.6, und 6.3.2 näher beschrieben.

Die Temperatur an der Stirnseite der Mikrobrennkammer, welche die Schnittstelle zum thermoelektrischen Generator bzw. Mikroverdampfer ist, stellt eine systemrelevante Größe dar. Von dieser hängt die Effizienz des Gesamtsystems entscheidend ab. Bei optisch zugänglichen Referenzanordnungen stellt sich eine Temperatur im Bereich von $T_H = 520 \text{ K} - 530 \text{ K}$ ein. Die

numerisch bestimmte Temperatur liegt bei $T_H = 480$ K. Das niedrigere Niveau in der numerischen Berechnung ist wahrscheinlich auf die Wand-Fluid-Interaktion zurückzuführen. Zum Beispiel werden fertigungsbedingte Wandrauhigkeiten, die den Wärmeübergang vom Fluid zur Wand erhöhen, in dieser numerischen Abbildung nur unzureichend berücksichtigt. Dieses zeigt sich in der erhöhten Fluidaustrittstemperatur. Sie liegt während der Messung im Bereich von $T_{aus} = 570$ K. Die numerische Abbildung liefert einen Mittelwert von $T_{aus} = 690$ K. Weiterhin wird jedoch die Wandtemperatur am Brennkammermantel gut getroffen. Im Mittel liegt sie während der experimentellen Untersuchung bei ca. $T_{Mantel} = 560$ K. Den gleichen Wert liefert auch das numerische Modell.

Trotz dieser vereinzelt Unterschiede lassen sich leicht Entwicklungen aus der numerischen Berechnung ableiten. Wie die spektroskopischen Untersuchungen bereits andeuten, ist der Temperaturverlauf entlang der inneren Brennkammer stark von deren Wärmewiderstand abhängig. Das Niveau und die Verteilung der inneren Brennkammertemperatur ist ein entscheidender Faktor zur Verbrennungsstabilisierung und Systemeffizienz. Eine lokal zu geringe Temperatur kann die chemische Reaktion negativ beeinflussen und hat eventuell die Verlöschung der Verbrennung zur Folge. Während der numerischen Untersuchung kann der Wärmewiderstand der inneren Brennkammer mittels des Wärmeleitkoeffizienten leicht variiert werden. Abbildung 7.2 zeigt die theoretische Einflussnahme des Wärmeleitkoeffizienten auf den Temperaturverlauf.

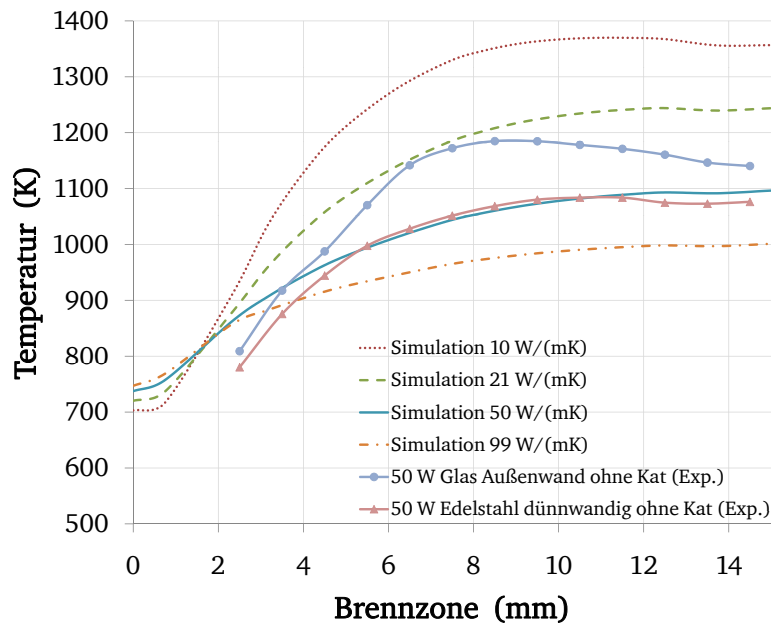


Abb. 7.2: Variation des Wärmeleitkoeffizienten von $\lambda = 5 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$ bis $\lambda = 99 \frac{\text{W}}{\text{mK}}$.

Hierbei zeigt sich, dass der globale Temperaturverlauf der spektroskopisch untersuchten, homogenen Anordnungen gut wiedergegeben wird. Der Einfluss des Wärmewiderstands ist ebenfalls zu beobachten. Im Experiment wird der Wärmewiderstand durch das Einsetzen verschiedener inneren Brennkammern variiert, die sich durch ihre geometrischen Abmessungen bzw. durch die Materialwahl unterscheiden. Zu beobachten ist, dass die Erhöhung des Wärmeleitkoeffizienten eine starke Homogenisierung der inneren Brennkammerwandtemperatur mit sich bringt.

Die Wandtemperaturverläufe der Phosphor-Thermometrie zeigen die gleiche qualitativen Verläufe bei der dickwandigen Edelstahlbrennkammer. Es zeigt sich, dass Schlussfolgerungen und hier auch an einem vereinfacht gestalteten numerischen Model gut nachvollziehbar und verifizierbar sind.

7.2 Zweidimensionale theoretische Untersuchungen von katalytischen Reaktionen am Beispiel Mikrobrenner

Bei der vorliegenden Mikrobrennergeometrie steht der katalytisch unterstützte bzw. homogene Verbrennungsprozess im Fokus der Auslegung. Wie schon mit dem Einsatz der katalytisch aktiven Mikrofaser teilweise berücksichtigt, erzwingt das mit der Miniaturisierung steigende Oberflächen-Volumen-Verhältnis die Verwendung von katalytisch aktiven Oberflächen. Sie stabilisieren die chemische Reaktion und ermöglichen somit eine vollständige Umsetzung des Brennstoffes. Der richtige Einsatz von Katalysatoren eröffnet zusätzlich Möglichkeiten zur weiteren Miniaturisierung. Hierbei würde eine numerische Abschätzung des Umsatzgrades besonders hilfreich sein. Das Programmpaket DETCHEM, welches sich leicht mit dem CFD Programm Fluent kombinieren lässt, eröffnet hierbei neue Möglichkeiten.

Der Name DETCHEM steht für DETailed CHEMistry und ermöglicht die numerische Abbildung von detaillierten Oberflächen- wie auch Gasphasenreaktionsmechanismen. Das Programmpaket DETCHEM stellt hierbei Chemie- und Enthalpiequelltherme einem gekoppelten CFD-Programm zur Verfügung. Hierbei können beliebige Mechanismen in DETCHEM eingefügt werden. Der theoretische Hintergrund wird in Abschnitt 3.2.2 angeschnitten. Für weiterführende Informationen wird auf folgende Literatur verwiesen [15, 16, 18, 19, 80].

7.2.1 Geometrie, Gitter & Randbedingungen

Anders als bei der numerischen Untersuchung der Mikrobrennkammer in Abschnitt 7.1 ist die dreidimensionale Abbildung nicht realisiert worden. Der Grund hierfür liegt in der sehr rechenzeitaufwendigen Simulation einer detaillierten katalytischen Oberflächenreaktion. Auch eine Simulation einer möglichen Gasphasenreaktion ist nicht betrachtet worden. Die dreidimensionale Problemstellung ist auf ein zweidimensionales achsensymmetrisches Problem abstrahiert worden. Um die Komplexität weiter zu reduzieren lehnt sich die numerische Abbildung weitestgehend an die Geometrie der Mikrobrennkammer der Voruntersuchungsphase an. Einzelne Geometrieparameter wie auch Randbedingungen sind problemspezifisch angepasst. Die Geometrie wird im Zuge der Untersuchungen auf die Bedürfnisse der katalytischen Reaktion abgestimmt. Abbildung 7.3 zeigt die untersuchte Startgeometrie mit 11 000 Zellen. Das dargestellte System besteht aus einer inneren Brennkammer, die durch das Abgas umströmt wird. In der Startkonfiguration ist die innere Wand der Brennkammer katalytisch aktiv. An der Mantelfläche und an der linken Stirnfläche gilt eine adiabate Randbedingung. Die rechte Seite stellt die Randbedingung zum thermoelektrischen Generator bzw. Mikroverdampfer dar. Dem System wird ein

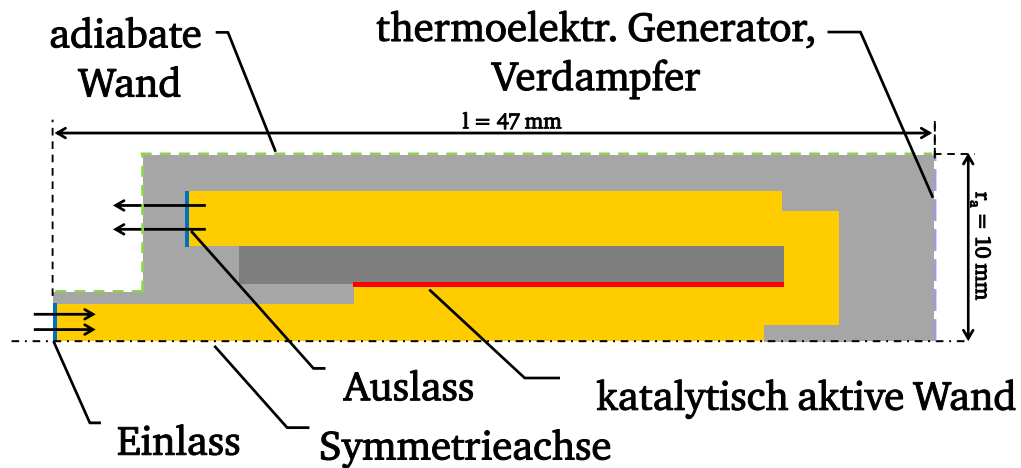


Abb. 7.3: Zweidimensionale Startgeometrie M-0. Darstellung der thermischen Randbedingungen und Lage des Katalysators.

Luft-Methan-Gemisch zugeführt, das einer thermischen Leistung von $P_{th} = 50 \text{ W}$ entspricht. Das zugeführte Mischungsverhältnis ist stöchiometrisch.

Im vorliegenden Fall wird ein Oberflächenmechanismus für die Umsetzung von Methan und Sauerstoff an einer Platinoberfläche benutzt [18]. Der Mechanismus umfasst elf Spezies und 24 irreversible Reaktionsgleichungen, die in Adsorption-, Desorption- und Oberflächenreaktion unterteilt werden. In technischen Anwendungen ist reines Platin als Katalysatoroberfläche unüblich. Katalysatoroberflächen werden mittels Washcoats und einem katalytisch aktiven Zusatz realisiert. Der Einsatz des in der Oberflächenstruktur rauen Washcoats erhöht die Oberfläche und gleichzeitig auch die Aktivität. DETCHEM verfügt über einige Modelle, die zum Beispiel Diffusionsprozesse im Washcoat modellieren oder das Verhältnis zwischen katalytischer Oberfläche und makroskopischer Oberfläche adaptieren. Diese Modelle werden bei den vorgestellten Simulationen nicht eingesetzt. Auf diese Weise wird eine aus Platin bestehende ideal glatte, katalytisch aktive Oberfläche numerisch abgebildet.

Im Folgenden werden ausgehend von der Startgeometrie fünf ausgewählte Anordnungen vorgestellt. Alle Konfigurationen orientieren sich an der Grundgeometrie. Als Bewertungskriterium gelten sowohl das umgesetzte Methan am Austritt des Systems als auch die Katalysatoroberfläche. Um die untersuchten Konfigurationen besser gegenüberstellen zu können, sind diese ausgehend von der Ausgangskonfiguration M-0 fortlaufend nummeriert.

Konfigurationen M-0, M-1 und M-2

Die katalytisch aktive Fläche der Startkonfiguration M-0 aus Abbildung 7.3 beschränkt sich lediglich auf die Innenfläche der inneren Brennkammer. Die makroskopische Fläche beträgt hierbei $A_{Kat} = 3,96 \text{ cm}^2$. Die numerische Untersuchung ergibt einen Methanmassenanteil $w_{Methan} = 3,30 \%$ am Austritt des untersuchten Systems. Dies entspricht einem nicht ausreichenden

den Methanumsatz von nur 36,5 %.

Ausgehend von diesem Ergebnis werden durch einfache Modifikationen zwei weitere Konfigurationen untersucht.

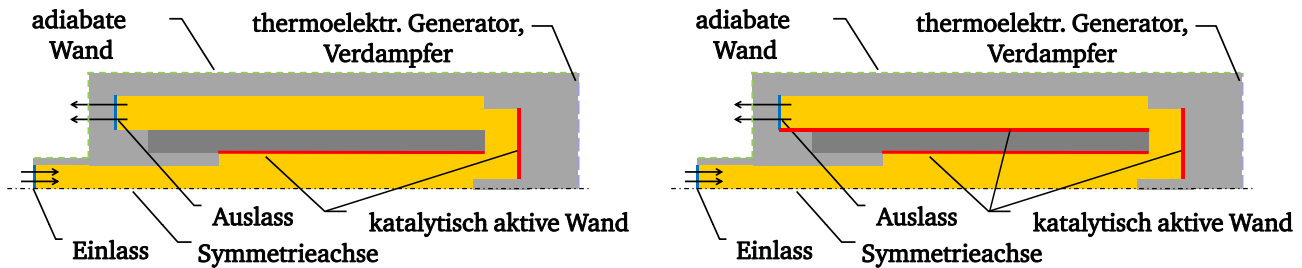


Abb. 7.4: Abbildung der Konfigurationen M-1 (links) und M-2 (rechts) und die Lage der Katalysatorbeschichtung.

Abbildung 7.4 zeigt die Konfiguration M-1 (links) und M-2 (rechts). Die Konfiguration M-1 gleicht M-0 und weist zusätzlich eine katalytisch aktive Fläche an der Stirnseite der Mikrobrennkammer auf. An dieser Fläche wird die Strömung um 180° umgelenkt. Die katalytisch aktive Gesamtfläche beträgt $A_{Kat} = 5,48 \text{ cm}^2$. Bei der Konfiguration M-2 ist zusätzlich die Außenseite der inneren Brennkammer katalytisch aktiv. Hier beläuft sich die katalytisch aktive Gesamtfläche auf $A_{Kat} = 14,60 \text{ cm}^2$. Betrachtet man nun den Methanmassenanteil am Austritt für die beiden Konfigurationen, so weist die Konfiguration M-1 einen Anteil von $w_{Methan} = 2,32 \%$ auf. Dies entspricht einem Umsatz von 44,8 %. Für die Konfiguration M-2 ergibt sich ein Methanmassenbruch von $w_{Methan} = 0,16 \%$ und somit ein Umsatz von 97 %.

Ausgenommen von der Konfiguration M-2 weisen die untersuchten Anordnungen keine zufriedenstellenden Ergebnisse auf. Die Einbeziehung des Methanmassenbruchverlaufs der Konfigurationen verdeutlicht den Grund hierfür. Abbildung 7.5 zeigt die Verläufe des Methanmassenbruchs für die untersuchten Anordnungen M-0, M-1 und M-2. Hierbei sieht man deutlich, dass die gewählte Kanaldimensionierung für eine ausschließlich katalytische Umsetzung des Methans

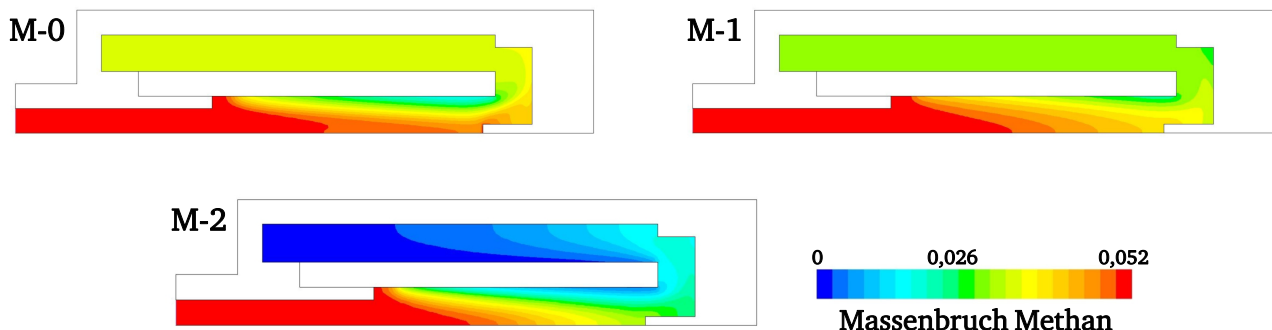


Abb. 7.5: Verlauf des Methanmassenbruchs für die Konfigurationen M-0 (oben links), M-1 (oben rechts) und M-2 (unten).

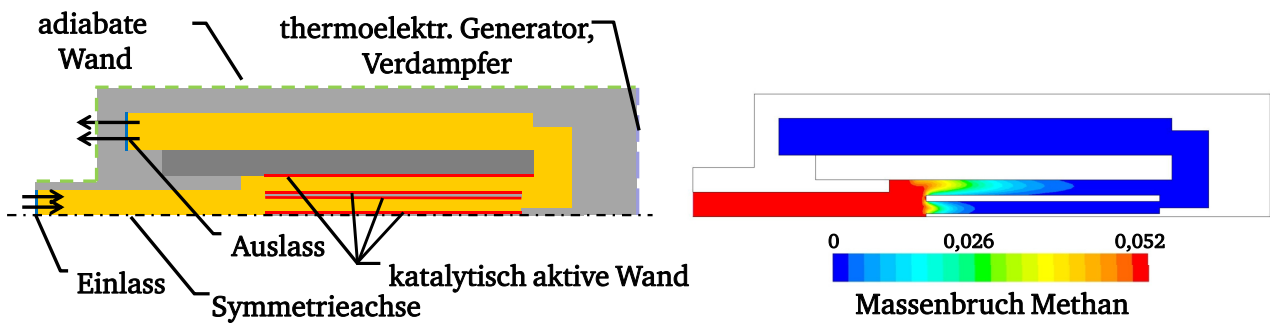


Abb. 7.6: Konfiguration M-3. Links der Grundaufbau mit den katalytisch aktiven Flächen, rechts der Verlauf des Methanmassenbruchs.

zu groß ist. Ein Austausch der Produkte der Grenzschicht durch vorhandene Edukte in der Strömung findet bedingt durch die laminare Strömung nicht statt. In der Konfiguration M-2 findet zwar eine gute Gesamtumsetzung des Methans statt, ein Teil der Reaktion erfolgt jedoch hinter der Umlenkzone. Dieser Sachverhalt ist unvorteilhaft für die thermoelektrische Stromgenerierung. Nach der Umlenkzone findet nur eine relativ eingeschränkte Fluid-Wand-Interaktion statt. Ein Großteil der generierten thermischen Energie verlässt bei dieser Anordnung das System durch das Abgas.

Konfigurationen M-3 und M-4

Unter Berücksichtigung der Beobachtungen der Konfigurationen M-0, M-1 und M-2 lässt sich die gegebene Geometrie hinsichtlich der Methanumsetzung optimieren. Abbildung 7.6 zeigt eine nahe liegende Adaptionsvariante. Die innere Brennkammer setzt sich nun aus zwei 1 mm dicken Ringspalten zusammen, deren Wände katalytisch aktiv sind.

Bei dieser Variante ist die katalytisch aktive Fläche $A_{Kat} = 7,8 \text{ cm}^2$ groß und der Methanumsatz liegt bei 99,6 %. Betrachtet man auch hier den Verlauf des Methanmassenbruchs in Abbildung 7.6 (rechts), so sieht man deutlich, dass die chemische Umsetzung im äußeren Ringspalt nach der Hälfte der Laufstrecke abgeschlossen ist und im inneren Ringspalt bereits nach einem Viertel. Diese positive Entwicklung, bezogen auf den Umsetzungsgrad und die Umsetzungsstrecke, führt zu Konfiguration M-4, welche die Adaption der geometrischen Abmessungen vorsieht. Abbildung 7.7 (links) zeigt die adaptierte Geometrie. Die katalytisch aktive Fläche ist hierbei mit $A_{Kat} = 4,0 \text{ cm}^2$ gleich der Startkonfiguration M-0. Die Brennstoffumsetzung liegt bei dieser Variante jedoch bei 86,5 %. Dabei liegt eine axiale Ausdehnung mit 28 mm bei 60 % der Ausgangsgeometrie vor. Die Darstellung des Methanmassenbruchs in Abbildung 7.7 (rechts) verdeutlicht, dass eine weitere Umsatzerhöhung mittels einer Ringkanalanpassung möglich ist. Weiter zeigt die Abbildung, dass ausreichend Platz für konstruktive Maßnahmen wie etwa einen Vorwärmspalt zur Verfügung steht.

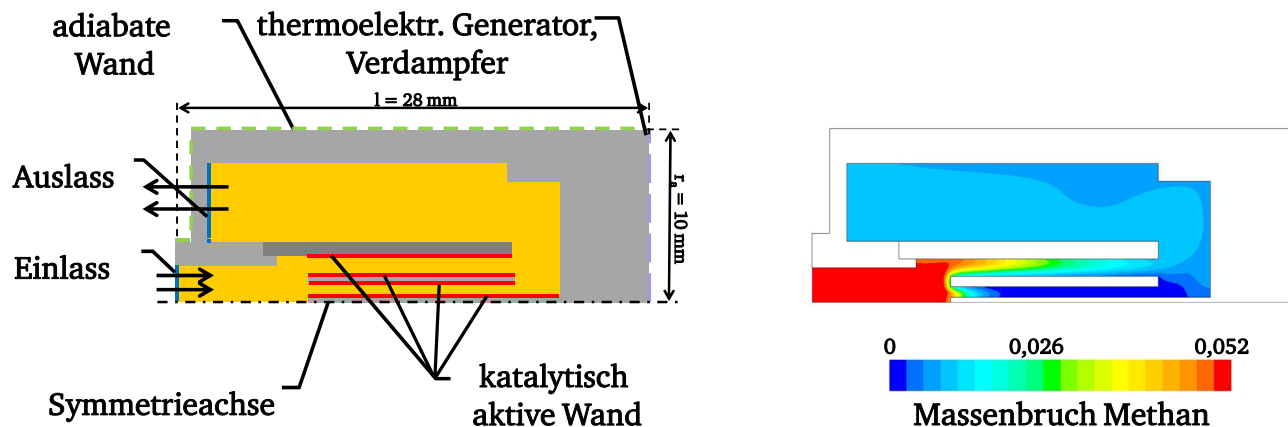


Abb. 7.7: Konfiguration M-4. Links der Grundaufbau mit den katalytisch aktiven Flächen, rechts der Verlauf des Methanmassenbruchs.

Fazit

Grundsätzlich lässt sich sagen, dass der Einsatz des Programmpakets DETCHEM für Auslegungsarbeiten sehr aufwändig ist. Der Einsatz von detaillierten chemischen Reaktionsmechanismen erweist sich bereits bei der Betrachtung eines 24-Schritt-Oberflächenreaktionsmechanismus als sehr rechenzeitaufwendig. Die Einbeziehung einer Gasphasenreaktion erhöht den Rechenaufwand enorm. Bei der Betrachtung einer Oberflächenreaktion ist abzuwägen, ob die chemische Reaktion detailliert abgebildet werden muss. Zu erwähnen ist, dass beim jetzigen Forschungsstand nur ausgewählte Oberflächenreaktionsmechanismen zu Verfügung stehen. So ist ein Oberflächenmechanismus für eine Methanoxidation zurzeit noch nicht vorhanden. Die Aktivität von technisch relevanten katalytisch aktiven Oberflächen muss durch Modellierungsparameter adaptiert werden. Bei grundsätzlichen Fragen bezüglich chemischer Reaktionen und der Fluid-Wand-Interaktion ist eine detaillierte chemische Abbildung unabdingbar. Zu beachten ist jedoch, dass die Grenzschicht durch den Strömungslöser unter Berücksichtigung der Energie richtig abgebildet werden muss.

8 Verbrennungsluftförderung

Dieses Kapitel befasst sich mit einer für den Mikroenergiewandler geeigneten Luftförderung. Die fortschreitende Miniaturisierung und der damit verbundene Verzicht auf jegliche beweglichen Teile im System erfordern auch bei der Realisierung der Luftförderung neue Lösungsansätze. Klassische Luftförderkonzepte wie Pumpen jeglicher Art beinhalten meist bewegliche Teile, die bei einer Miniaturisierung unter erhöhtem Verschleiß leiden würden.

Die für den Verbrennungsvorgang benötigte Luft muss gefördert, mit dem Brennstoff vermischt und der inneren Brennkammer zugeführt werden. Hieraus und aus den Grundanforderungen ergeben sich folgende Ansprüche an das Luftfördersystem:

- Keine beweglichen Teile
- Systemangepasste Baugröße
- Ausreichende Luftfördermenge
- Ausreichender Druck
- Effizienz bezüglich des Gesamtsystems

Die Bereitstellung einer ausreichenden für den Verbrennungsprozess benötigten Luftmenge bei gleichzeitigem ausreichenden Druckaufbau, um den Strömungswiderstand im Mikroenergiewandlersystem zu überwinden, sowie die Effizienz bezüglich des Gesamtsystems soll hier näher untersucht werden. Das vorgestellte Luftfördersystem basiert auf dem in Abschnitt 3.4 der Grundlagen vorgestellten Phänomen der ioneninduzierten Strömung. Ein inhomogenes elektrisches Feld führt an einer stark gekrümmten Elektrode zu einer Koronaentladung. Ionisierte Moleküle bewegen sich anschließend unter Einwirkung der Kraft des elektrischen Feldes zur Gegenelektrode. Dieser Ladungstransport induziert eine Fluidströmung, die als Verbrennungsluftförderung benutzt werden soll.

8.1 Aufbau

Der prinzipielle experimentelle Aufbau gliedert sich in drei Teile. Er besteht aus einem Luftförderkanal, einer elektrischen Spannungsversorgung (Hochspannungsnetzgerät) und einer Volumenstrommessvorrichtung. Diese drei Komponenten sollen im Folgenden näher erörtert werden. Hierbei gliedert sich die Untersuchung in zwei Phasen, elementare Untersuchung und erweiterte Untersuchung. Bei der elementaren Untersuchung wird das Phänomen selbst untersucht sowie der Einfluss verschiedener Parameter auf diesen erforscht [29]. In der erweiterten Untersuchung werden die Erfahrungen der Vorphase aufgegriffen und es wird versucht

eine angepasste Luftförderung für den Mikroenergiewandler zu ermöglichen [13]. In diesen beiden Phasen wird aus logistischen wie auch messtechnischen Gründen eine unterschiedliche Peripherie eingesetzt. Auf die Vergleichbarkeit der Ergebnisse ist hierbei geachtet worden.

8.1.1 Elektrische Spannungsversorgung

Im Laufe der Untersuchungen werden zwei Hochspannungsquellen benutzt. In der elementaren Untersuchungsphase wird das Hochspannungsnetzgerät Fug HCN 35-20000 eingesetzt. Das Gerät kann in einem Spannungsbereich von $U = 0\text{ V} - 20\,000\text{ V}$ bei einem elektrischen Strom von $I = 0\text{ mA} - 1,5\text{ mA}$ betrieben werden.

In der erweiterten Untersuchungsphase ist das Hochspannungsmodul T1EP300205 der Firma ISEG verwendet worden. Dieses Gerät verfügt über eine maximale Ausgangsspannung von $U_{\max} = 30\,000\text{ V}$ und einen maximalen Strom von $I_{\max} = 2\text{ mA}$. Desweiteren ist es mit einer RS232 Schnittstelle ausgestattet. Die Schnittstelle erlaubt das Stellen von Sollwerten sowie das Auslesen von Istwerten von Strom und Spannung durch einen Mess-PC.

8.1.2 Volumenstrommessung

Die Untersuchungen der ioneninduzierten Luftförderkanäle verlangen den Einsatz von verschiedenen Volumenstrommesstechniken. Während der elementaren Untersuchungsphase kommen eine einfache Pitotsonde sowie ein Flügelradanemometer zum Einsatz. Während beim Funktionsprinzip des Flügelradanemometers die Strömungsgeschwindigkeit mit der Frequenz des Flügelrads korreliert, wird mit der Pitotsonde der Staudruck der Strömung gemessen. Unter Zuhilfenahme der Druckdifferenz zum statischen Druck p_0 , $\Delta p = p - p_0$ und der Dichte ρ , ergibt sich aus der Bernoulli-Gleichung die Geschwindigkeit der Strömung:

$$v = \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} . \quad (8.1)$$

Im gegebenen Fall erfolgt die Staudruckaufnahme in der Mitte des Luftförderkanals. An dieser Stelle herrscht die maximale Geschwindigkeit v_{\max} . Geht man nun von einer ausgebildeten Strömung aus, so ergibt sich die folgende mittlere Geschwindigkeit v_{mittel} der Strömung [79]:

$$v_{\text{mittel}} = \frac{1}{2} v_{\max} . \quad (8.2)$$

Ist die mittlere Geschwindigkeit v_{mittel} der Strömung bekannt, ergibt sich mit der Fläche A des Luftförderkanals der Volumenstrom $\dot{V} = A \cdot v_{\text{mittel}}$ der Strömung. In diesem Fall ist bei der Volumenstrombestimmung mit einer relativen Messabweichung von ca. 15 % zu rechnen. Da jedoch während der elementaren Untersuchungsphase die Bestimmung der Volumenstromgrößenordnung sowie die Sensibilität der Apparatur auf Parametervariationen im Vordergrund stehen ist

diese Messabweichung vertretbar.

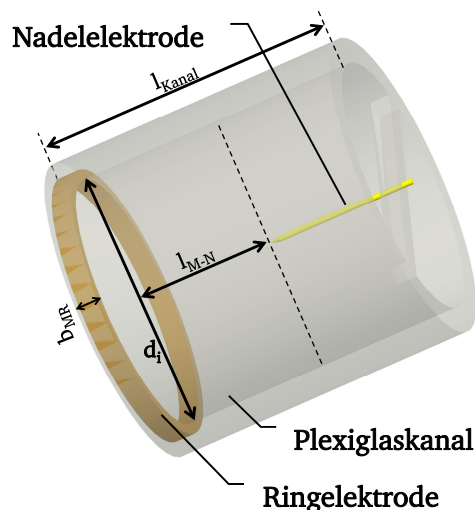
In der erweiterten Untersuchungsphase wird der Volumenstrom mittels einer HDA-Sonde gemessen. Die HDA-Sonde wird durch eine Bohrung mittig in der Messstrecke angebracht. Eine Aufnahme der Kalibrierungskurve des Messsignals erfolgt im Messkanal unter Zuhilfenahme eines Durchflussreglers der Firma Bronkhorst. Somit kann das Messsignal direkt einem Volumenstrom zugeordnet werden. Eventuelle Fehler bedingt durch Ausrichtung der Sonde oder Kabelwiderstände können auf diese Weise kompensiert werden.

Das angewandte HDA-Messprinzip ist die CTA (Constant Temperature Anemometry). Hierbei wird versucht die Temperatur des Hitzdrahtes konstant zu halten, wobei die Heizleistung durch Modulation der Spannung geregelt wird. Somit enthält die anliegende Spannung die Information über die Strömungsgeschwindigkeit bzw. Volumengeschwindigkeit. Beim verwendeten Anemometer handelt es sich um ein DISA 5D 01. Das Spannungssignal, welches mit dem Volumenstrom korreliert, kann mittels einer National Instruments Datenerfassungskarte Ni-USB-6008 im Mess-PC weiterverarbeitet und archiviert werden. Der Aufbau und die Funktionsweise wird in den Ausarbeitungen [13, 25] näher beschrieben.

8.1.3 Luftförderkanal

Versuchsaufbau der elementaren Untersuchungsphase

Der Luftförderkanal ist die Hauptkomponente des gesamten Luftzufuhraufbaus. Er besteht aus einem Plexiglaskanal, einem Metallring sowie einer spitzen Nadel, die an einer Haltevorrichtung in der Mitte des Kanals angebracht ist. Metallring und Nadel fungieren als Elektrodenpaar. Abbildung 8.1.3 zeigt den Aufbau eines Luftförderkanals.



d_i	l_{Kanal}	b_{MR}
25 mm	20 mm	7 mm
15 mm	20 mm	7 mm
10 mm	20 mm	10 mm

Abb. 8.1: Aufbau eines Luftförderkanals

Die Nadel und der Metallring ergeben ein Elektrodenpaar. Bedingt durch die unterschiedlichen Krümmungsradien entsteht beim Anlegen einer hohen elektrischen Spannung ein stark

inhomogenes elektrisches Feld, das für die Koronaentladung benötigt wird. In den untersuchten Fällen ist die 0,1 mm dicke spitze Elektrode negativ geladen und der Metallring ist geerdet. Der Aufbau des Luftförderkanals ermöglicht den Einsatz verschiedener Metallringe, die sich in ihrer Breite b_{MR} unterscheiden. Desweiteren kann der Abstand Metallring – Nadel l_{M-N} variiert werden.

Die in der elementaren Untersuchungsphase vorgestellten Luftförderkanäle gleichen dem in Abbildung 8.1.3. Ein untersuchter Kanal weist beispielsweise einen Innendurchmesser von $d_i = 25$ mm und eine Kanallänge von $l_{kanal} = 20$ mm auf. Die weiteren Kanäle haben einen Durchmesser von $d_i = 15$ mm bzw. 10 mm.

Versuchsaufbau der erweiterten Untersuchungsphase

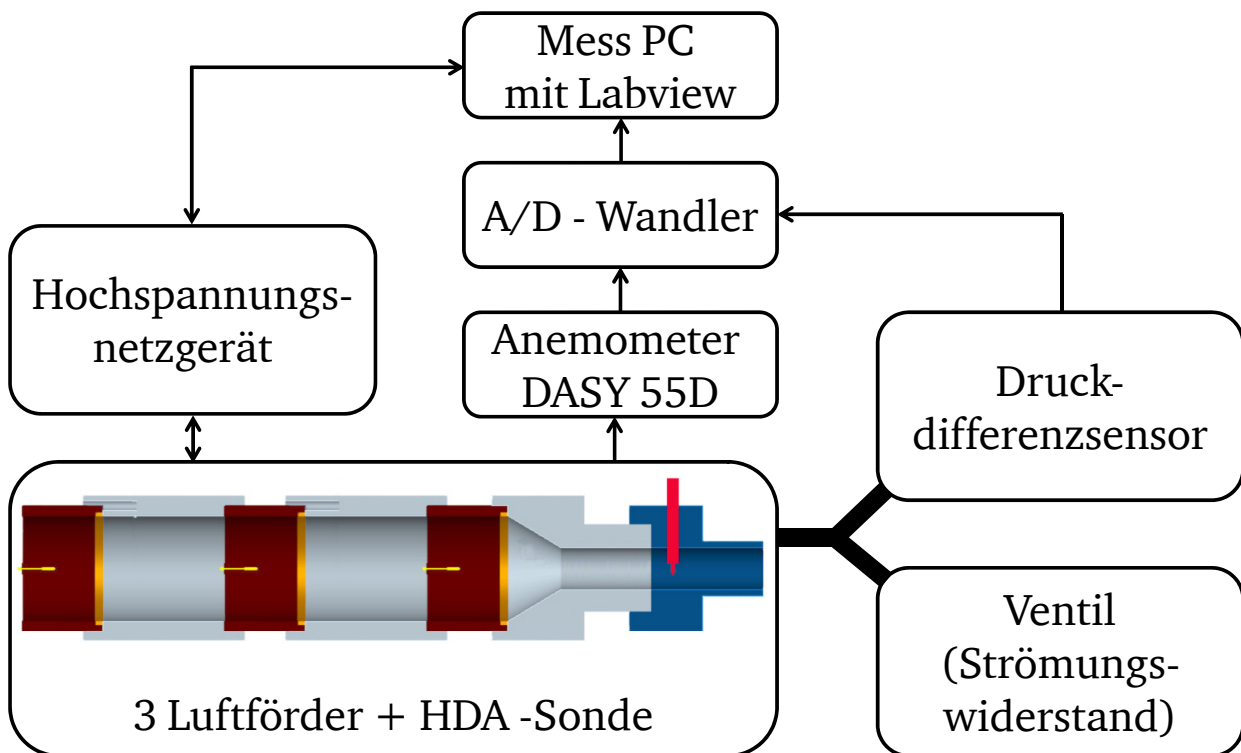


Abb. 8.2: Anordnung in der erweiterten Untersuchungsphase. Drei gleichgroße Luftförderkanäle sind in Reihe geschaltet. Druckdifferenzmesser misst den Druckaufbau im System, ein Ventil stellt den Strömungswiderstand dar.

Abbildung 8.2 zeigt den Messaufbau in der erweiterten Untersuchungsphase. Sie hat einen adäquaten Druckaufbau in der Luftförderstrecke als Ziel. Die Höhe des Druckaufbaus orientiert sich am Strömungswiderstand der Mikrobrennkammer. Dieser liegt im Bereich von $\Delta p = 10 - 15$ mbar. Untersucht wurden verschiedene Anordnungen. Im Folgenden sollen drei miteinander in Reihe geschaltete Luftförderkanäle näher vorgestellt werden. An allen drei Förderkanälen liegt jeweils die gleiche Spannung an. Die Förderstrecken können im Zuge der ex-

perimentellen Untersuchung einzeln ein- und ausgeschaltet werden. Somit kann der Einfluss einzelner Förderstrecken untersucht werden. Am Ende der Förderstrecke befindet sich eine HDA-Sonde, mit welcher der geförderte Gesamtvolumenstrom bestimmt werden kann. An einer anschließenden Verzweigung ist ein Ventil und ein Druckdifferenzsensor angebracht. Das Ventil stellt einen variablen Strömungswiderstand dar. Mit dem Druckdifferenzsensor wird der sich einstellende Druckaufbau ermittelt. Das Signal des Druckdifferenzsensors BTEL5002D1A der Firma Sensor Technics wird mittels des National-Instruments Datenerfassungsmoduls Ni-USB-6008 zur Weiterverarbeitung dem Mess-PC übermittelt.

8.2 Ergebnisse & Diskussion

8.2.1 Elementare Untersuchungsphase

Ziel der elementaren Untersuchungsphase ist es die Eignung der ioneninduzierten Luftförderung für den Mikroenergiewandler zu untersuchen. Hierbei sollen in erster Linie der Volumenstrombereich sowie Einflussfaktoren auf diesen erforscht werden. Untersucht werden Kanäle mit unterschiedlichen Durchmessern d_i , Einfluss der anliegenden Spannung U sowie der Einfluss des Abstandes zwischen spitzer Elektrode und Ringelektrode l_{M-N} .

Einfluss der Spannung

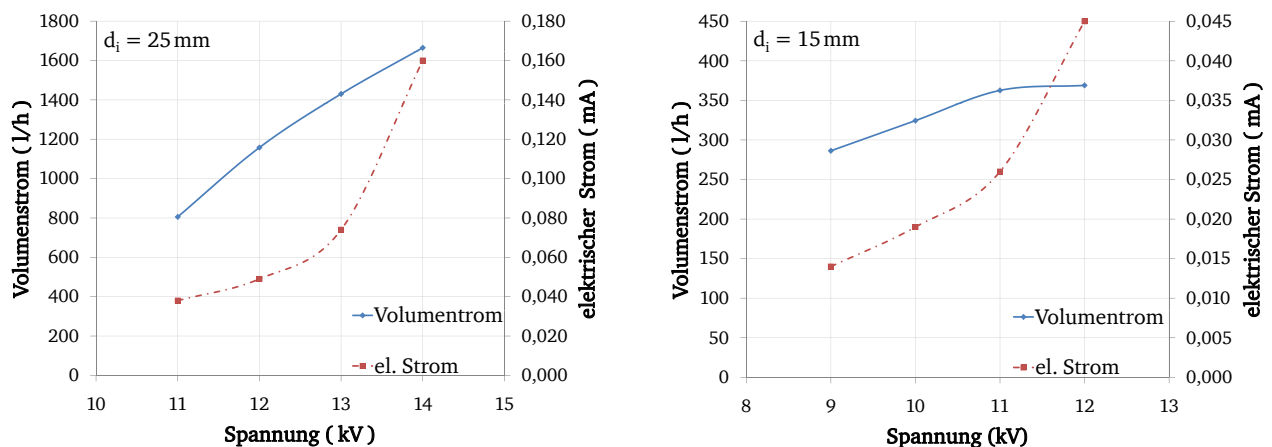


Abb. 8.3: Variation der Spannung bei konstanter Ringbreite von $b_{MR} = 7$ mm und einem Elektrodenabstand von $l_{M-N} = 8$ mm. Variationsparameter: 9 kV – 12 kV in einem $d_i = 15$ mm Förderkanal (rechts) und 11 kV – 14 kV in einem $d_i = 25$ mm Förderkanal (links).

Abbildung 8.3 zeigt den Einfluss der Spannung auf den Volumenstrom in zwei Versuchsanordnungen. Die linke Seite zeigt einen Förderkanal mit einem Durchmesser von $d_i = 25$ mm, die rechte Seite einen Durchmesser von $d_i = 15$ mm. Die weiteren Parameter wie Elektrodenabstand oder Ringbreite sind konstant.

Im linken Teil von Abbildung 8.3 wird die anliegende Spannung von 11 kV in 1 kV Schritten auf 14 kV verändert. Der Volumenstrom variiert hierbei im Bereich von $\dot{V} = 800 \frac{1}{h} - 1600 \frac{1}{h}$ bei gleichzeitiger Änderung des elektrischen Stroms von $I = 0,038 \text{ mA} - 0,160 \text{ mA}$. Es zeigt sich im Bereich einer Spannungserhöhung von 11 kV auf 13 kV ein gleichmäßiger Anstieg des Volumenstroms und des elektrischen Stroms. Bei der Spannungserhöhung von 13 kV auf 14 kV hingegen steigt der elektrische Strom deutlich stärker an, wobei die Steigung des Volumenstroms sich kaum verändert. Die Volumenstromerhöhung geht somit in diesem Bereich mit einer stark erhöhten elektrischen Leistungsaufnahme einher. Eine weitere Spannungserhöhung ist bei diesen Parametern nicht möglich. Es kommt zu einer Funkenentladung.

Im rechten Teil von Abbildung 8.3 wird die Spannungsvariation in einem Bereich von $U = 9 \text{ kV} - 12 \text{ kV}$ durchgeführt. Der Grund für das niedrigere Spannungsniveau liegt im kleineren Innendurchmesser des Förderkanals und somit der Ringelektrode, der hier $d_i = 15 \text{ mm}$ beträgt. Der kleinere Krümmungsradius der Ringelektrode, der im idealen Fall unendlich groß sein müsste, führt zu einem elektrischen Feld mit einer geringeren Inhomogenität. Der Funkenüberschlag tritt somit früher ein. Auch in diesem Beispiel steigt der Volumenstrom bei einer Spannungserhöhung mit dem elektrischen Strom zuerst gleichermaßen stark an. Wobei sich hier der Volumenstrom insgesamt von rund $\dot{V} = 280 \frac{1}{h}$ auf $360 \frac{1}{h}$ erhöht sowie der elektrische Strom von $I = 0,014 \text{ mA}$ auf $0,045 \text{ mA}$. In diesem Beispiel steigt der Gradient des elektrischen Stroms ab einer Spannung von $U = 11 \text{ kV}$ deutlich an, wobei der Gradient des Volumenstroms im gleichen Bereich sogar ein wenig absinkt. Auch hier ist die Erhöhung der elektrischen Leistungsaufnahme bezogen auf die Volumenstromerhöhung zu beobachten. Eine weitere Volumenstromerhöhung durch Spannungserhöhung ist bedingt durch einen Funkenüberschlag nicht möglich.

Einfluss des Elektrodenabstandes

Abbildung 8.4 zeigt den Einfluss des Elektrodenabstandes l_{M-N} auf den Volumenstrom. Die dargestellten Beispiele zeigen den Volumenstrom in einem Luftförderkanal $d_i = 25 \text{ mm}$ links und $d_i = 10 \text{ mm}$ rechts.

Auf der rechten Seite von Abbildung 8.4 wird der Abstand bei einer anliegenden Spannung von $U = 7 \text{ kV}$ im Bereich von $l_{M-N} = 4 \text{ mm} - 7 \text{ mm}$ verändert bzw. für eine Spannung von $U = 6 \text{ kV}$ im Bereich von $l_{M-N} = 3 \text{ mm} - 6 \text{ mm}$. Beide Profile zeigen steigenden Volumenstrom wie auch elektrischen Strom bei kleineren Elektrodenabständen. Hierbei steigt der Gradient des elektrischen Stroms bei fortschreitender Verkleinerung des Abstandes anders an als der Volumenstromgradient, der ungefähr gleich bleibt. Der Volumenstrom steigt bei der $U = 7 \text{ kV}$ Anordnung von rund $\dot{V} = 110 \frac{1}{h}$ auf $200 \frac{1}{h}$ und bei der $U = 6 \text{ kV}$ Anordnung von rund $\dot{V} = 118 \frac{1}{h}$ auf $180 \frac{1}{h}$ an.

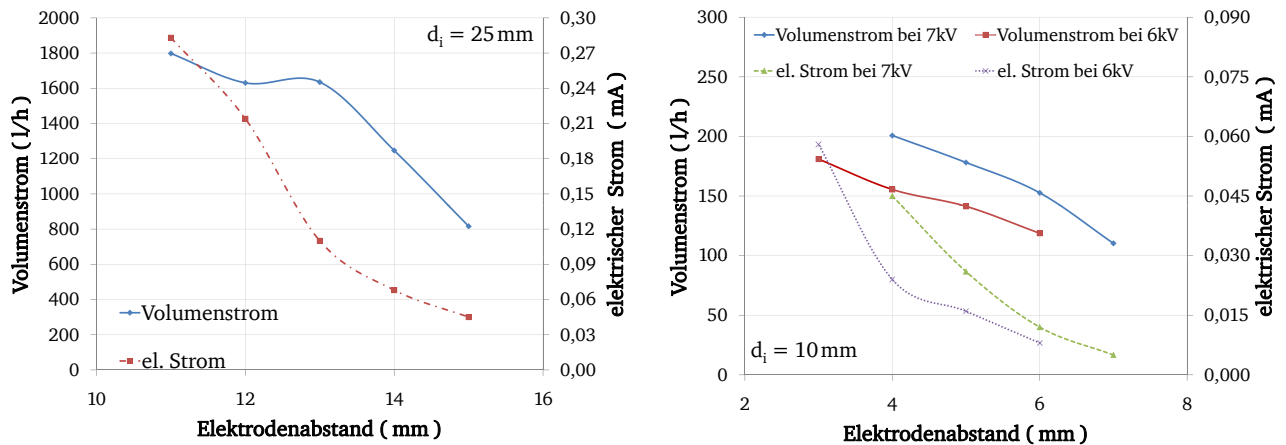


Abb. 8.4: Einfluss des Elektrodenabstandes. Variation des Abstandes l_{M-N} 11 mm – 15 mm in einem Förderkanal mit einem Durchmesser $d_i = 25$ mm, einer Ringbreite $b_{MR} = 7$ mm und einer anliegenden Spannung von $U = 17$ kV (links). Variation des Abstandes $l_{M-N} = 4$ mm – 7 mm bzw. l_{M-N} 3 mm – 6 mm in einem Förderkanal mit einem Durchmesser $d_i = 10$ mm, einer Ringbreite $b_{MR} = 10$ mm und einer anliegenden Spannung von $U = 7$ kV bzw. 6 kV (rechts)

Ein ähnliches Verhalten ist auf der linken Seite von Abbildung 8.4 zu sehen. Hier wird der Elektrodenabstand bei einer anliegenden Spannung von 7 kV von $l_{M-N} = 11$ mm auf 15 mm verändert. Der Volumenstrom steigt hierbei von $\dot{V} = 816 \frac{\text{l}}{\text{h}}$ auf $1797 \frac{\text{l}}{\text{h}}$ und der elektrische Strom von $I = 0,045$ mA auf 0,283 mA an. Besonders auffällig ist, dass der Volumenstrom bei den Abständen $l_{M-N} = 13$ mm und 12 mm gleich bleibt. Da dieses Verhalten jedoch nur im vorliegenden speziellen Beispiel auftritt, ist diese Beobachtung auf eine Ungenauigkeit in der Anordnung bzw. der Messung zurückzuführen.

Effizienzabschätzung in der elementaren Untersuchungsphase

Die Auslegung des Mikroenergiewandlers orientiert sich an einer thermischen Leistung von $P_{th} = 50$ W. Wird Methanol als Brennstoff eingesetzt, benötigt das System, je nach Äquivalenzverhältnis, einen Volumenstrom im Bereich von $\dot{V}_{Luft} = 45 \frac{\text{l}}{\text{h}} - 70 \frac{\text{l}}{\text{h}}$. Alle vorgestellten Untersuchungen erfüllen diese Anforderung und übertreffen diese sogar um ein Vielfaches.

Als nächstes soll an einem theoretischen Rechenexempel die Effizienz der ioneninduzierten Luftförderung untersucht werden. Geht man von einer thermischen Leistung von $P_{th} = 50$ W und einer konservativ angesetzten Systemeffizienz von $\eta_{System} = 4\%$ aus, so generiert der Mikroenergiewandler eine elektrische Leistung von $P_{el} = 2$ W. Betrachtet man nun die in Abbildung 8.3 und 8.4 vorgestellten Untersuchungen, weisen die Untersuchungen in Abbildung 8.4 (rechts) Volumenströme auf, die in Betracht gezogen werden können. Sie übersteigen zwar den geforderten Volumenstrom von $\dot{V}_{Luft} = 45 \frac{\text{l}}{\text{h}} - 70 \frac{\text{l}}{\text{h}}$, eignen sich jedoch trotzdem für eine erste Effizienzabschätzung.

Tabelle 8.1 zeigt ausgewählte Untersuchungen. Dargestellt wird der Leistungsbedarf eines Luftförderers P_{LF} , die prozentualen Leistungseinbußen $\frac{P_{LF}}{P_{System}}$, die eigentlich zugehörige theoretische thermische Leistung $P_{th.th.}$ bei $\lambda = 1,3$, die dazugehörige theoretische elektrische Leistung $P_{el.th.}$ und die dazugehörigen theoretischen Leistungseinbußen $\frac{P_{LF}}{P_{el.th.}}$.

Tabelle 8.1: Effizienzabschätzung ausgewählter Untersuchungen eines Luftförderkanals mit einem Durchmesser $d_i = 10$ mm

U	I	l_{M-N}	\dot{V}_{Luft}	P_{LF}	$\frac{P_{LF}}{P_{System}}$	$P_{th.th.}$	$P_{el.th.}$	$\frac{P_{LF}}{P_{el.th.}}$
7 kV	0,005 mA	7 mm	110 l/h	0,035 W	1,75 %	118 W	4,74 W	0,74 %
7 kV	0,012 mA	6 mm	153 l/h	0,084 W	4,20 %	163 W	6,56 W	1,28 %
6 kV	0,008 mA	6 mm	118 l/h	0,048 W	2,40 %	127 W	5,10 W	0,94 %
6 kV	0,016 mA	5 mm	141 l/h	0,096 W	4,80 %	151 W	6,07 W	1,58 %

Die Energieabschätzung in Tabelle 8.1 zeigt deutlich, dass die Leistungsverluste der vorgestellten Untersuchungen im unteren einstelligen Prozentbereich liegen. Am folgenden Beispiel soll dies verdeutlicht werden. Bei der Untersuchung eines Luftförderkanals mit dem Durchmesser $d_i = 10$ mm, einer anliegenden Spannung von $U = 7$ kV und einem Elektrodenabstand von $l_{M-N} = 7$ mm stellt sich ein Volumenstrom von $\dot{V}_{Luft} = 110 \frac{1}{h}$ ein. Die Leistungsaufnahme des Luftförderkanals liegt hier bei einem elektrischen Strom von $I = 0,005$ mA bei $P_{LF} = 0,035$ W. Dieses Ergebnis entspricht $\frac{P_{LF}}{P_{System}} = 1,75$ % der Systemleistung von $P_{System} = 2$ W. Geht man jedoch davon aus, dass der Volumenstrom von $\dot{V}_{Luft} = 110 \frac{1}{h}$ bei einer Luftzahl $\lambda = 1,3$ für den Brennstoff Methanol einer theoretischen thermischen Leistung von $P_{th.th.} = 118$ W entspricht, so ergibt sich bei einem Systemwirkungsgrad von $\eta_{System} = 4$ % eine theoretische elektrische Leistung von $P_{el.th.} = 4,74$ W. Dieser Sachverhalt führt zu einer theoretischen Leistungseinbuße von nur $\frac{P_{LF}}{P_{el.th.}} = 0,74$ % der elektrischen Leistung. Hierbei sind eventuelle Konversionsverluste der Spannungsumwandlung nicht berücksichtigt.

8.2.2 Erweiterte Untersuchungsphase

Im folgenden Abschnitt sollen die vielversprechendsten Ergebnisse bezüglich der Effizienz und des Volumenstroms der erweiterten Untersuchungsphase vorgestellt werden. Hierbei steht der Aufbau eines geeigneten Luftförderdrucks im Vordergrund. Dieser wird benötigt, um den Strömungswiderstand im Teilsystem Mikrobrennkammer zu überwinden.

Einzelcharakterisierung der Luftfördermodule

In einem System in dem mehrere Luftfördermodule hintereinandergeschaltet sind, kann das Verhalten jedes Einzelnen auf das Gesamtverhalten Einfluss nehmen. Um die Einflussnahme richtig einzuschätzen, müssen die Module einzeln charakterisiert werden. Hierzu werden diese einzeln im verbauten Zustand untersucht. Bei der Untersuchung wird die Spannung in $\Delta U = 500 \text{ V}$ Schritten auf $U_{max} = 15 \text{ kV}$ variiert. Die Ventilstellung ist konstant gehalten und ist so gewählt, dass im Betrieb ein maximaler Volumenstrom von $\dot{V}_{max} = 80 \frac{\text{l}}{\text{h}}$ erreicht wird. Dies ist der maximal benötigte Volumenstrom für den Verbrennungsvorgang im Mikrobrenner.

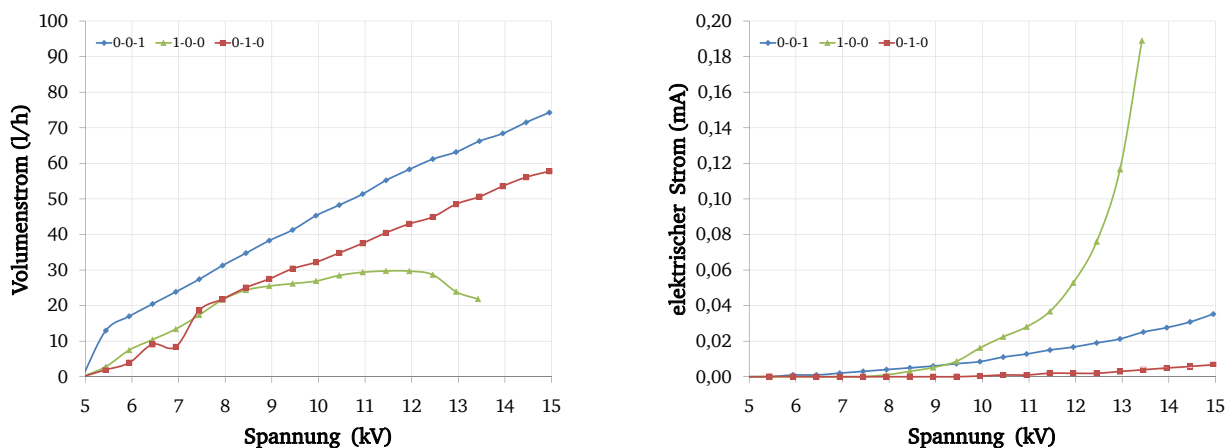


Abb. 8.5: Einfluss der anliegenden Spannung auf den Volumenstrom (links) und den elektrischen Strom (rechts). Eine 1 steht für ein aktiviertes eine 0 für ein deaktiviertes Luftfördermodul.

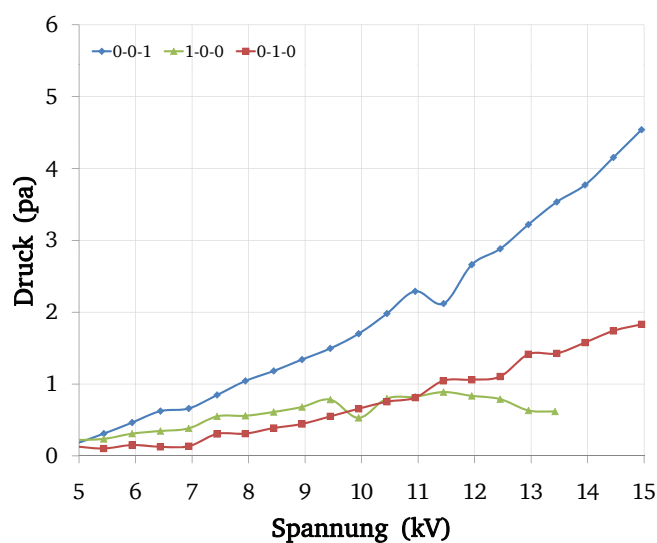


Abb. 8.6: Einfluss der anliegenden Spannung auf den Druckaufbau. Eine 1 steht für ein aktiviertes eine 0 für ein deaktiviertes Luftfördermodul.

Abbildung 8.5 zeigt den Einfluss der Spannungsvariation der einzelnen Luftfördermodule auf den Volumenstrom sowie den elektrischen Strom. Abbildung 8.6 zeigt den Verlauf des Drucks. Die Legende weist mit einer 1 ein aktives Modul und mit einer 0 ein ausgeschaltetes Modul auf. Das linke Modul stellt das erste in der Reihenfolge dar. Es ist deutlich zu erkennen, dass jedes Modul trotz gleicher Abmessungen ein unterschiedliches Verhalten bezüglich des Volumenstroms, des elektrischen Stroms und des Drucks aufweist. Das auffälligste Verhalten zeigt das erste Modul (1-0-0). Bereits bei einer Spannung von $U = 10$ kV steigt der Strom bei gleichzeitiger Stagnation des Volumenstroms stark an. Eine Spannungserhöhung über $U = 13$ kV ist nicht möglich. Der Widerstand zwischen den Elektroden sinkt weiter und es kommt zum Funkenüberschlag. Gleichermäßen verhält sich der Druck. Ein Druckaufbau oberhalb einer Spannung von $U = 10$ kV ist nicht zu beobachten. Das Verhalten des zweiten (0-1-0) und des dritten Förderkanals (0-0-1) unterscheidet sich. Beide zeigen einen stetigen Anstieg des Volumenstroms, des elektrischen Stroms und des Drucks über die ganze Variationsspanne. Der dritte Förderkanal (0-0-1) weist jeweils ein höheres Niveau auf.

Die unterschiedlich charakteristischen Verläufe scheinen auf den ersten Blick unvorteilhaft, da die Fördermodule sich in ihrer Auslegung kaum unterscheiden. Bei der kombinatorischen Auswertung erleichtern sie jedoch die Analyse. Zu erklären sind die unterschiedlichen Verläufe durch kleine Unterschiede im Elektrodenabstand, durch Verunreinigungen oder durch kleine Fertigungsungenauigkeiten. Ein unebener Übergang zwischen dem Plexiglas kanal und der Ringelektrode in Form eines Stufenübergangs stellt beispielsweise einen großen Elektrodenradius für die Ringelektrode dar. Dieser wiederum stört den Verlauf des inhomogenen Feldes und somit die Koronaentladung. Ein Funkenüberschlag ist wahrscheinlicher und tritt früher ein.

Kombinative Untersuchung

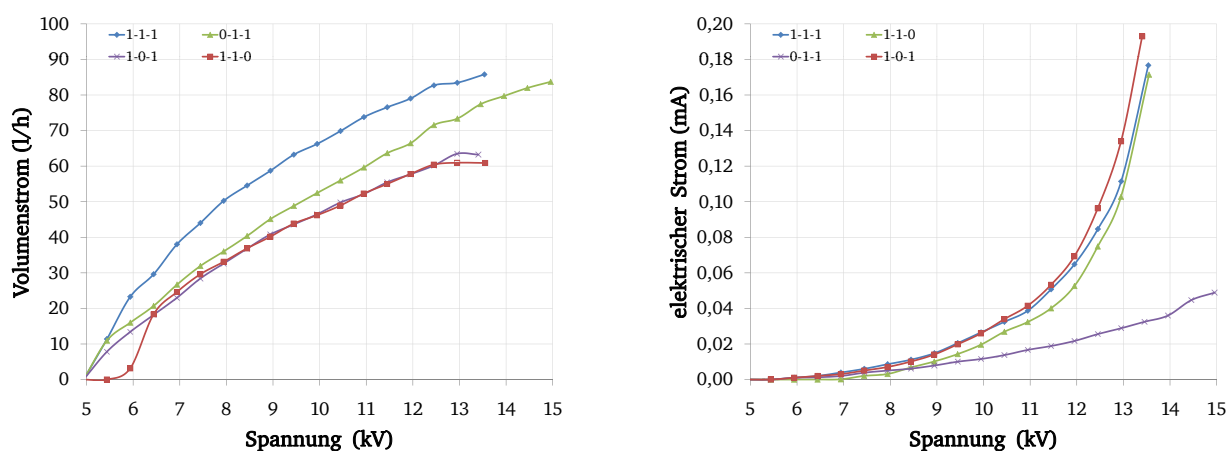


Abb. 8.7: Einfluss der anliegenden Spannung auf den Volumenstrom (links) und den elektrischen Stroms (rechts) bei in Reihe geschalteten Luftfördermodulen. Eine 1 steht für ein aktives eine 0 für ein deaktiviertes Luftfördermodul.

Die charakteristischen Eigenschaften der einzelnen Luftförderkanäle spiegeln sich in der kombinatorischen Zusammenschaltung wider. Wie in der Untersuchung der Einzelmodule wird die Spannung in $\Delta U = 500 \text{ V}$ Schritten bis $U_{max} = 15 \text{ kV}$ variiert. Abbildung 8.7 zeigt die Verläufe der Volumenströme (links) und des elektrischen Stromes (rechts) für die Kombination zweier und für die Zusammenschaltung aller drei Luftförderkanäle. Bedingt durch den Sachverhalt, dass an den Elektrodenpaaren jeweils die gleiche Spannung anliegt, begrenzt der erste Luftförderkanal, sofern aktiviert, die maximal anliegende Spannung. Dieser zu erwartende Sachverhalt gleicht dem Verhalten des Einzelförderkanals (1-0-0). Ab einer Spannung von $U = 10 \text{ kV}$ steigt der Strom stark an. Bei über $U = 13 \text{ kV}$ bricht die Spannung zusammen und es kommt zum Funkenüberschlag am besagten Förderkanal. Eine Addition des elektrischen Stromflusses, wie man bei der strömungstechnisch miteinander in Reihe, jedoch elektrisch parallel geschalteten Konfiguration annehmen könnte, findet nicht statt. Zwar steigt sowohl der Volumenstrom als auch der elektrische Strom bei Aktivierung mehrerer Fördermodule. Der Anstieg ist jedoch verglichen mit den Einzelmodulen geringer und nicht additiv. Für den ersten in Reihe geschalteten Luftförderkanal sind die Eintrittsrandbedingungen gleich einem allein stehenden Kanal. Die Randbedingung für einen in der Reihe folgenden Kanal ist jedoch verändert, da ein Volumenstrom bereits anliegt. Dies erschwert die Ionisation von einzelnen Molekülen, da die Anwesenheit eines Moleküls in einem potenziellen Ionisationsbereich kürzer ist. Die Größe des Bereichs, in dem eine ausreichend starke Feldstärke vorliegt, um ein sich bewegendes Molekül zu ionisieren, sinkt mit der Geschwindigkeit des Moleküls bzw. Fluids.

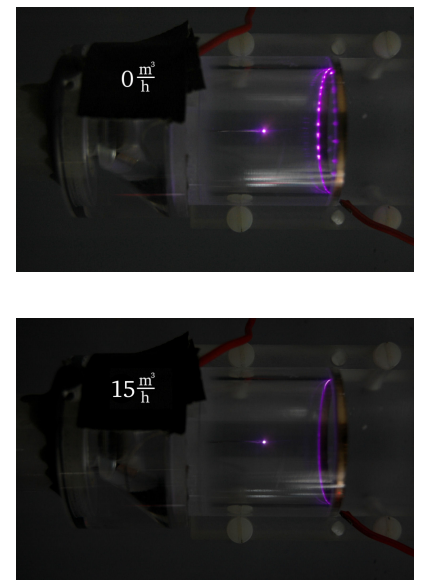
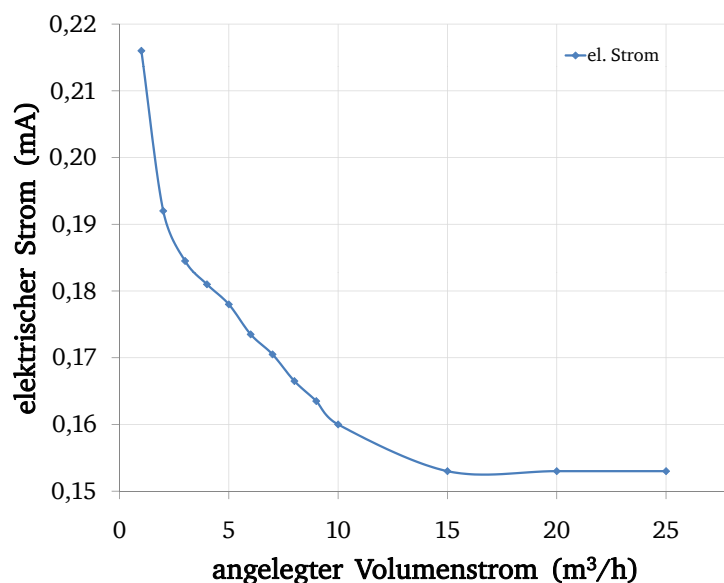


Abb. 8.8: Einfluss eines aufgesetzten Volumenstroms auf den elektrischen Strom während einer Koronaentladung bei einer Spannung von $U = 16,5 \text{ kV}$. Die rechte Seite zeigt den visuellen Vergleich. Im oberen Bild rechts strömt kein zusätzlicher Volumenstrom durch den Luftförderkanal. Im unteren Bild rechts liegt ein Volumenstrom von $15 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ an. Das linke Diagramm zeigt den dazugehörigen elektrischen Stromverlauf bei einer Variation eines aufgesetzten Volumenstroms im Bereich von $\dot{V} = 0 - 25 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$.

Diese Beobachtung soll an einem separaten Beispiel verdeutlicht werden. Abbildung 8.8 zeigt einen visuellen Vergleich zwischen zwei Koronaentladungen bei einer Spannung von $U = 16,5 \text{ kV}$. Das rechte Bild oben zeigt einen Luftförderkanal ohne aufgesetzten Volumenstrom. Im Bild rechts unten strömt zusätzlich ein aufgesetzter Luftvolumenstrom von $\dot{V} = 15 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ durch den Kanal. Deutlich zu sehen ist der Intensitätsverlust des Koronaglimmens bei aufgesetztem Volumenstrom. Die dazugehörige Messung zeigt der linke Teil von Abbildung 8.8. Der elektrische Strom sinkt in diesem Beispiel bei einem kontinuierlich steigenden aufgesetzten Volumenstrom von $I = 0,283 \text{ mA}$ auf $0,154 \text{ mA}$.

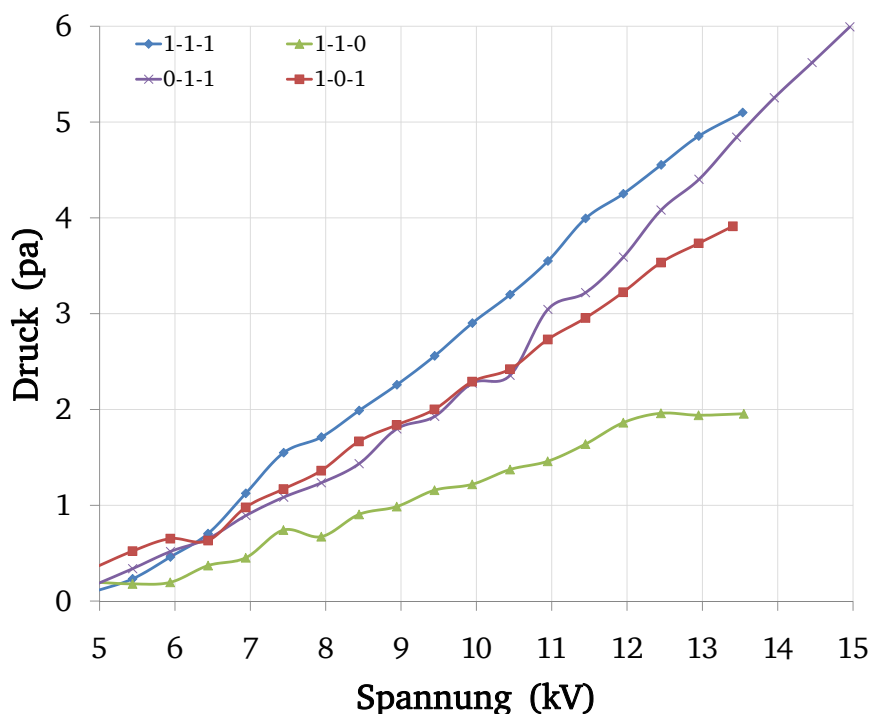


Abb. 8.9: Einfluss der anliegenden Spannung auf den Druckverlauf bei hintereinander geschalteten Luftfördermodulen. Eine 1 steht für ein aktiviertes eine 0 für ein deaktiviertes Luftfördermodul.

Beim Druckverlauf ist anders als beim Volumenstrom und elektrischen Strom ein additives Verhalten zu beobachten. Abbildung 8.9 zeigt den Verlauf für die kombinierten Luftförderkanäle. Zieht man die Verläufe der einzeln gemessenen Förderkanäle aus Abbildung 8.6 hinzu, ist die direkte Addition deutlich zu sehen.

Trotz des positiven Aspekts des additiven Druckverhaltens und dem Erreichen des geforderten Volumenstroms, ist das erzielte Druckniveau mit einem Druckanstieg von $\Delta p = 6 \text{ pa}$ deutlich zu niedrig.

Effizienzabschätzung in der erweiterten Untersuchungsphase

Bei der Effizienzabschätzung der erweiterten Untersuchungsphase wird ein Systemwirkungsgrad von $\eta_{\text{System}} = 4\%$ angenommen, der einer elektrischen Leistung von $P_{el} = 2 \text{ W}$ entspricht.

Die Anordnung (0-1-1) zeigt die besten Eigenschaften bezüglich des Druckaufbaus. Bei einer angelegten Spannung von $U = 15 \text{ kV}$ wurde ein Druckaufbau von ca. $\Delta p = 6 \text{ pa}$ erreicht. Gleichzeitig stellt sich ein Volumenstrom von $\dot{V}_{Luft} = 80 \frac{\text{l}}{\text{h}}$ und eine elektrische Stromaufnahme von $I = 0,049 \text{ mA}$ ein. Dies entspricht einer elektrischen Leistungsaufnahme von $P_{LF} = 0,735 \text{ W}$, was ca. $\frac{P_{LF}}{P_{System}} = 36,75 \%$ der generierten elektrischen Leistung ausmacht. Zu beachten ist hierbei, dass nur ein Bruchteil des gewünschten Druckaufbaus erreicht wird. Als kurzes Fazit ist hierbei zusammenfassen, dass ein weiterer Druckaufbau durch den Einsatz von optimierten Förderkanälen und eine weitere Spannungserhöhung durchaus möglich ist. Das Druckniveau der erweiterten Untersuchungsphase liegt jedoch mit 6/1000 so deutlich unter dem der Anforderung von ca. $\Delta p = 10 \text{ mbar}$, dass dieser Ansatz zur Luftförderung ohne bewegliche Teile in dieser Ausführung nicht zielführend ist.



9 Zusammenfassung & Ausblick

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Entwicklung und Charakterisierung einer Mikrobrennkammer für einen Mikroenergiewandler und der dazugehörigen Luftzufuhr. Die Grundidee des Mikroenergiewandlers sieht ein System vor, dass auf jegliche bewegliche Teile verzichtet. Diese Anforderung ist in den erhöhten Verschleißerscheinungen miniaturisierter Teile und in dem damit einhergehenden Zuverlässigkeitsverlust begründet. Die Motivation zur Entwicklung eines auf einem Verbrennungsprozess basierenden Mikroenergiewandlers findet sich in der Entsorgungsproblematik von gängigen Batterien und Akkumulatoren sowie in deren geringer Energiedichte.

Der Mikroenergiewandler setzt sich aus drei Hauptkomponenten zusammen, der Mikrobrennkammer, dem Mikroverdampfer und einem thermoelektrischen Generator. Dieser dient der elektrischen Energiegenerierung. Hierbei ist der thermoelektrische Generator zwischen der Mikrobrennkammer und dem Verdampfer eingebettet. Diese Anordnung stellt optimale Bedingungen für die thermoelektrische Energiewandlung dar. Die Mikrobrennkammer dient als Wärmequelle und der Mikroverdampfer als Wärmesenke, in welcher der Brennstoff Methanol für den Verbrennungsvorgang aufbereitet wird. Der Fokus der vorliegenden Arbeit liegt in der konzeptionellen Umsetzung der Mikrobrennkammer. Hierfür wurde ein Versuchstandskonzept entwickelt, das die thermodynamische Charakterisierung einer Mikrobrennkammer bei gegebenen Randbedingungen ermöglicht. Eine aktiv geregelte Wärmeverlustkompensation erlaubt das Setzen definierter thermischer Randbedingungen. Weiter werden die Fluideinströmbedingungen sowie die Analyse des Abgases durch einen Mess-PC koordiniert. Die Stabilisierung der chemischen Reaktion auf kleinstem Raum als Kernproblem einer miniaturisierten Brennkammer wird durch eine katalytisch unterstützte Verbrennung realisiert, die durch gezielten Einsatz einer katalytisch aktiven Mikrofasern ermöglicht wird.

In einer Voruntersuchungsphase wurden die Dimension sowie die Betriebsbedingungen abgesteckt, die für die Auslegung der Hauptuntersuchungsphase dienten. In der Hauptuntersuchungsphase wurden die Systemkomponenten Mikroverdampfer, Mikrobrennkammer sowie ein als adäquater Wärmewiderstand fungierender thermoelektrischer Generator in einem System vereinigt. Ein stabiler stationärer Betriebszustand einer thermischen Leistung von $P_{th} = 50 \text{ W}$ ist realisiert worden. Hierbei waren die Systemkomponenten sowohl thermisch als auch fluidisch gekoppelt. Eine konservative Effizienzabschätzung zeigte, dass eine Systemeffizienz von ca. $\eta_{System} = 5,3 \% - 5,6 \%$ realistisch ist. Dies führte zu einer auf Methanol bezogenen Energiedichte von $1,1 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$. Das entspricht der doppelten Energiedichte eines gängigen Lithium-Ionen-Akkus.

Im weiteren Verlauf der Brennkammercharakterisierung sind Temperaturmessungen mittels der Phosphor-Thermometrie durchgeführt worden. Hierzu wurde ein optischer Zugang in die innere Brennkammer konstruktiv realisiert. Wandtemperaturen diverser innerer Brennkammern sind

bei den Betriebszuständen von $P_{th} = 25 \text{ W}$, $P_{th} = 50 \text{ W}$ und $P_{th} = 75 \text{ W}$ gemessen worden. Hierbei zeigte sich der große Einfluss der Wärmeleitung in der Brennkammerwand auf das Temperaturniveau. Eine innere Brennkammer aus Quarzglas ermöglichte die Messung an der Innenseite der inneren Brennkammer und gab somit Aufschluss über das Temperaturniveau und den Temperaturverlauf in der Gasphase.

Zur näheren Analyse und einem besseren Gesamtverständnis ist eine dreidimensionale numerische Simulation der Mikrobrennkammer in Fluent gerechnet worden. Hiermit konnten Beobachtungen der spektroskopischen Untersuchungen bestätigt werden. Zusätzlich wurden zweidimensionale numerische Berechnungen unter Verwendung des Programmpakets DETCHEM gerechnet. Diese wiesen Vorschläge zur weiteren Miniaturisierung auf. Hierbei konzentrierte sich die numerische Untersuchung lediglich auf den katalytischen Umsatz des Brennstoffes.

Darüber hinaus ist für die Realisierung eines Mikroenergiewandlers als notwendiges Modul eine Luftförderung ohne bewegliche Teile untersucht worden. Das Luftfördersystem basiert auf dem Phänomen der ioneninduzierten Strömung. Auf die in der Luft befindlichen Moleküle wird durch eine Koronaentladung eines inhomogenen elektrischen Feldes eine Kraft ausgeübt, die einen Volumenstrom induziert. Die Untersuchungen zeigten, dass der benötigte Volumenstrom leicht erreicht werden kann. Der erforderliche Druck konnte in dieser Ausführung jedoch nicht realisiert werden.

Die vorgestellten Untersuchungen ergaben, dass ein Mikroenergiewandlerkonzept ohne bewegliche Teile und basierend auf einem Verbrennungsvorgang realistisch und umsetzbar ist. Wichtige, noch nicht ausreichend realisierte Voraussetzungen hierfür sind die Bereitstellung der Verbrennungsluft und adäquate Module für die elektrische Energiegenerierung.

Am Konzept der ioneninduzierten Strömung gibt es noch Optimierungspotenzial. Ein Einsatz von Nanoelektroden könnte die Effizienz eines Luftfördermoduls deutlich steigern. Dies kann weiteren Spielraum für Maßnahmen bezüglich des Druckaufbaus eröffnen. Auch Alternativen dürfen nicht außer Acht gelassen werden. Das Konzept einer Venturi-Düse stellt beispielsweise ein interessantes Prinzip zur Förderung eines Fluids ohne bewegliche Teile dar.

Die direkte Wandlung thermischer in elektrische Energie zeigt sich als eine der entscheidenden Systemkomponenten zur Systemeffizienzsteigerung. Thermoelektrische Materialien mit passablen thermoelektrischen Gütefaktoren sind teilweise erforscht, die Integration in thermoelektrische Module verläuft jedoch unzureichend. Deshalb sollten alternative Prinzipien der direkten Energiewandlung wie der elektro-hydrodynamische Generator unbedingt in Betracht gezogen werden.

Eine weitere Systemminiaturisierung erfordert ein weiteres und umfangreiches Verständnis der Abläufe in einem Verbrennungsvorgang auf kleinstem Raum. Ein erhöhtes Oberflächen-Volumen-Verhältnis führt zu einer erhöhten Fluid-Oberflächen-Interaktion, die das Verhalten der chemischen Reaktion prägt. Die Wand als bewusst eingesetzte manipulative Komponente zur Stabilisierung einer chemischen Reaktion, ist hierfür unbedingt erforderlich. Dazu gehören die Charakterisierung und das Grundverständnis der Oberflächen-Fluid-Interaktion und deren Einfluss auf den Massen-, Impuls- und Wärmeaustausch. In diesem Zusammenhang sind Einflüsse

se von aktiv eingebrachten Oberflächenstrukturen, von Oberflächenporosität, Oberflächenrauigkeit, von katalytisch aktiven und inaktiven Oberflächenbeschichtungen sowie von Wandmaterialwahl oder Wandtemperaturniveau zu nennen. Dieses Grundverständnis der Oberflächen-Fluid-Interaktionen in einer reagierenden Umgebung wird neue Optimierungsansätze bei der Auslegung von miniaturisierten Reaktoren eröffnen und mündet somit in einem kleineren und effizienteren System.



Literaturverzeichnis

- [1] AHN, J., C. EASTWOOD, L. SITZKI und P. RONNEY: *Gas-Phase and Catalytic Combustion in Heat-Recirculating Burners*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 30:2463–2472, 2005.
- [2] ALLISON, S. und G. GILLIES: *Remote Thermometry with Thermographic Phosphors: Instrumentation and Applications*. REVIEW OF SCIENTIFIC INSTRUMENTS, 68(7):2615–2650, 1997.
- [3] APPEL, C., J. MANTZARAS, R. SCHAEAREN, R. BOMBACH, A. INAUEN, B. KAEPPPELI, B. HEMMERLING und A. STAMPANONI: *An Experimental and Numerical Investigation of Homogeneous Ignition in Catalytically Stabilized Combustion of Hydrogen/Air Mixtures over Platinum*. COMBUSTION AND FLAME, 128(4):340–368, 2002.
- [4] BELL, L.: *Cooling, Heating, Generating Power, and Recovering Waste Heat with Thermoelectric Systems*. SCIENCE, 321(5895):1457–1461, 2008.
- [5] BERNHARD, F.: *Technische Temperaturmessung: Physikalische und meßtechnische Grundlagen, Sensoren und Meßverfahren, Meßfehler und Kalibrierung; Handbuch für Forschung und Entwicklung, Anwendungspraxis und Studium; mit 297 Tabellen*. Springer, Berlin u.a., 2004.
- [6] BIRKHOFFER, H. und H. KLOBERDANZ: *Produktentwicklung I (Vorlesungsskript)*. Technische Universität Darmstadt, 2003.
- [7] BLASSE, G. und B.C. GRABMAIER: *Luminescent Materials: With 31 Tables*. Springer, Berlin u.a., 1994.
- [8] BRÜBACH, J.: *Spektroskopische Methoden zur Oberflächennahen Thermometrie in technischen Verbrennungsumgebungen*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [9] BRÜBACH, J., A. DREIZLER und J. JANICKA: *Gas Compositional and Pressure Effects on Thermographic Phosphor Thermometry*. MEASUREMENT SCIENCE & TECHNOLOGY, 18(3):764–770, 2007.
- [10] BRÜBACH, J., J. ZETTERBERG, A. OMRANE, Z. LI, M. ALDEN und A. DREIZLER: *Determination of Surface Normal Temperature Gradients Using Thermographic Phosphors and Filtered Rayleigh Scattering*. APPLIED PHYSICS B-LASERS AND OPTICS, 84(3):537–541, 2006.
- [11] BRONKHORST: *Benutzer-Handbuch - Allgemeine Hinweise Digitale Massendurchfluss- und Druckmesser -Regler Laboratory Style in-Flow*, 2006.
- [12] BRONKHORST: *Benutzer-Handbuch Flow-Bus Interface Digitale Massendurchfluss- und Druckmesser- Regler*, 2006.

-
- [13] BUSCH, J.-P.: *Konstruktive Realisierung einer Mikroluftförderung für einen Mikroenergiewandler*. Reaktive Strömungen und Messtechniken, Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [14] COOK-CHENNAULT, K., N. THAMBI und A. SASTRY: *Powering MemS Portable Devices - a Review of Non-Regenerative and Regenerative Power Supply Systems with Special Emphasis on Piezoelectric Energy Harvesting Systems*. SMART MATERIALS AND STRUCTURES, 17(4):–, 2008.
- [15] DETCHEM: *User Manual Version 2.0*, 2006.
- [16] DEUTSCHMANN, O., F. BEHRENDT und J. WARNATZ: *Formal Treatment of Catalytic Combustion and Catalytic Conversion of Methane*. CATALYSIS TODAY, 46(2-3):155–163, 1998.
- [17] DEUTSCHMANN, O., L. MAIER, U. RIEDEL, A. STROEMMAN und R. DIBBLE: *Hydrogen Assisted Catalytic Combustion of Methane on Platinum*. CATALYSIS TODAY, 59(1-2):141–150, 2000.
- [18] DEUTSCHMANN, O., R. SCHMIDT, F. BEHRENDT und J. WARNATZ: *Numerical Modeling of Catalytic Ignition*. TWENTY-SIXTH SYMPOSIUM (INTERNATIONAL) ON COMBUSTION, VOLS 1 AND 2, Seiten 1747–1754 3449, 1996.
- [19] DEUTSCHMANN, O. und J. WARNATZ: *Modeling of Catalytic Combustion and Conversion of Methane*. In: *Proceedings of the 1998 International Gas Research Conference*, 1998.
- [20] DOGWILER, U., J. MANTZARAS, P. BENZ, B. KAEPEL, R. BOMBACH und A. ARNOLD: *Homogeneous Ignition of Methane-Air Mixtures over Platinum: Comparison of Measurements and Detailed Numerical Predictions*. TWENTY-SEVENTH SYMPOSIUM (INTERNATIONAL) ON COMBUSTION, VOLS 1 AND 2, Seiten 2275–2282 3274, 1998.
- [21] DUNN-RANKIN, D. und F. WEINBERG: *Using Large Electric Fields to Control Transport in Microgravity*. INTERDISCIPLINARY TRANSPORT PHENOMENA IN THE SPACE SCIENCES, 1077:570–584, 2006.
- [22] EPSTEIN, A.: *Millimeter-Scale, Micro-Electro-Mechanical Systems Gas Turbine Engines*. JOURNAL OF ENGINEERING FOR GAS TURBINES AND POWER-TRANSACTIONS OF THE ASME, 126(2):205–226, 2004.
- [23] ERFOLGSKONTROLLE: *Stiftung Gemeinsames Rücknamesystem Batterien*. 2007.
- [24] FABIUNKE, S.: *Realisierung eines optischen Zugangs in einer Mikrobrennkammer*. Reaktive Strömungen und Messtechniken, Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [25] FABRICIUS, J.: *Hitzdraht-Anemometrie in der Düse und im Düsennahbereich des Ekt-Drall-Brenners*. Energie- und Kraftwerkstechnik, Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [26] FEDERICI, J., D. NORTON, T. BRUGGEMANN, K. VOIT, E. WETZEL und D. VLACHOS: *Catalytic Microcombustors with Integrated Thermoelectric Elements for Portable Power Production*. JOURNAL OF POWER SOURCES, 161(2):1469–1478, 2006.

-
- [27] FERNANDEZ-PELLO, A.: *Micropower Generation Using Combustion: Issues and Approaches*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 29:883–899, 2003.
- [28] FERNANDEZ-PELLO, A.C., K. FU, A.J. KNOBLOCH, F.C. MARTINEZ, D.C. WALTHER, A.P. PISANO, D. LIEPMANN, K. MARUTA und K. MIYASAKA: *Design and Experimental Results of Small-Scale Rotary Engine*. Proc. 2001 Int. Mechanical Engineering Congr. and Expo. (IMECE), ASME publication IMECE/MEMS-23924, 2001.
- [29] FINKE, K.: *Experimentelle Untersuchung und konstruktive Realisierung einer Luftförderung ohne bewegliche Teile für einen Mikroenergiewandler*. Energie- und Kraftwerkstechnik, Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [30] GOMEZ, A., J. BERRY, S. ROYCHOUDHURY, B. CORITON und J. HUTH: *From Jet Fuel to Electric Power Using a Mesoscale, Efficient Stirling Cycle*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 31:3251–3259, 2007.
- [31] GÖTZ, T.: *Experimentelle Untersuchung eines Brennstoffverdampfers als Element eines thermoelektrischen Mikroenergiewandlers*. Technische Thermodynamik, Technische Universität Darmstadt, 2009.
- [32] HAGEN, J.: *Technische Katalyse: Eine Einführung*. Vch, Weinheim u.a., 1996.
- [33] HILGARTH, G.N.: *Hochspannungstechnik: Mit 16 Tafeln und 46 Beispielen*. Teubner, Stuttgart, 3., durchges. Auflage, 1997.
- [34] HOMANN, K.H.: *Reaktionskinetik - Grundzüge der Physikalischen Chemie in Einzeldarstellungen*. 1975.
- [35] IL KIM, N., S. ALZUMI, T. YOKOMORI, S. KATO, T. FUJIMORI und K. MARUTA: *Development and Scale Effects of Small Swiss-Roll Combustors*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 31:3243–3250, 2007.
- [36] ISOMURA, K., M. MURAYAMA, S. TERAMOTO, K. HIKICHI, Y. ENDO, S. TOGO und S. TANAKA: *Experimental Verification of the Feasibility of a 100 W Class Micro-Scale Gas Turbine at an Impeller Diameter of 10 Mm*. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 16(9):S254–S261, 2006.
- [37] ISOMURA, K., S. TANAKA, S. TOGO, H. KANEBAKO, M. MURAYAMA, N. SAJI, F. SATO und M. ESA-SHI: *Development of Micromachine Gas Turbine for Portable Power Generation*. JSME INTERNATIONAL JOURNAL SERIES B-FLUIDS AND THERMAL ENGINEERING, 47(3):459–464, 2004.
- [38] JOOS, F.: *Technische Verbrennung: Verbrennungstechnik, Verbrennungsmodellierung, Emissionen; mit 65 Tabellen*. Springer, Berlin u.a., 2006.
- [39] KANIA, T. und A. DREIZLER: *Investigation of a Micro Combustion Chamber for a Thermoelectric Energy Converter*. In: *European Combustion Meeting*, 2009.

-
- [40] KANIA, T., A. DREIZLER, J. JANICKA, B. SCHILDER, S. HARDT und P. STEPHAN: *Conceptual Study of a Micro Energy Converter Using Thermoelectric Materials*. In: *The Sixth International Workshop on Micro and Nanotechnology for Power Generation and Energy Conversion Applications*, 2006.
- [41] KARIM, A., J. FEDERICI und D. VLACHOS: *Portable Power Production from Methanol in an Integrated Thermoelectric/Microreactor System*. JOURNAL OF POWER SOURCES, 179(1):113–120, 2008.
- [42] KÜCHLER, A.: *Hochspannungstechnik Grundlagen - Technologie - Anwendungen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, 2009.
- [43] KISSEL, T., E. BAUM, A. DREIZLER und J. BRUBACH: *Two-Dimensional Thermographic Phosphor Thermometry Using a CMOS High Speed Camera System*. APPLIED PHYSICS B-LASERS AND OPTICS, 96(4):731–734, 2009.
- [44] KÖRTVELYESSY, L.: *Thermoelement-Praxis: Neue Theoretische Grundlagen und deren Umsetzung*. Vulkan-Verl., Essen, 3. Auflage, 1998.
- [45] KUO, C. und P. RONNEY: *Numerical Modeling of Non-Adiabatic Heat-Recirculating Combustors*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 31:3277–3284, 2007.
- [46] KYRITSIS, D., B. CORITON, F. FAURE, S. ROYCHOUDHURY und A. GOMEZ: *Optimization of a Catalytic Combustor Using Electrospayed Liquid Hydrocarbons for Mesoscale Power Generation*. COMBUSTION AND FLAME, 139(1-2):77–89, 2004.
- [47] LLOYD, S. und F. WEINBERG: *Burner for Mixtures of Very Low Heat Content*. NATURE, 251(5470):47–49, 1974.
- [48] MADUR: *Serielle Kommunikation Ga-60*, 1998.
- [49] MADUR: *Rauchgas - Analysegerät Ga60 Bedienungsanleitung*, 1999.
- [50] MARUTA, K., K. TAKEDA, L. SITZKI, K. BORER, P.D. RONNEY, S. WUSSOW und O. DEUTSCHMANN: *Catalytic Combustion in Microchannel for Mems Power Generation*. Seiten 1–4, 2001.
- [51] MEHRA, A., X. ZHANG, A. AYON, I. WAITZ, M. SCHMIDT und C. SPADACCINI: *A Six-Wafer Combustion System for a Silicon Micro Gas Turbine Engine*. JOURNAL OF MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS, 9(4):517–527, 2000.
- [52] OKAMASA, T., G. LEE, Y. SUZUKI, N. KASAGI und S. MATSUDA: *Development of a Micro Catalytic Combustor Using High-Precision Ceramic Tape Casting*. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 16(9):S198–S205, 2006.
- [53] OMEGA: *User 'S Guide 6.0 Omb-Daq-54/55/56 M-317/0105*.
- [54] PETERS, N.: *Technische Verbrennung (Vorlesungsskript)*. Aachen, 2006.

-
- [55] PETERSON, R.: *The Maximum Power Operating Point for a Combustion-Driven Thermoelectric Converter with Heat Recirculation*. JOURNAL OF ENGINEERING FOR GAS TURBINES AND POWER-TRANSACTIONS OF THE ASME, 129(4):1106–1113, 2007.
- [56] PIECHNA, J.: *Feasibility Study of the Wave Disk Micro-Engine Operation*. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 16(9):S270–S281, 2006.
- [57] PIZZA, G., C. FROUZAKIS, J. MANTZARAS, A. TOMBOULIDES und K. BOULOUCHOS: *Dynamics of Premixed Hydrogen/Air Flames in Mesoscale Channels*. COMBUSTION AND FLAME, 155(1-2):2–20, 2008.
- [58] PIZZA, G., C. FROUZAKIS, J. MANTZARAS, A. TOMBOULIDES und K. BOULOUCHOS: *Dynamics of Premixed Hydrogen/Air Flames in Microchannels*. COMBUSTION AND FLAME, 152(3):433–450, 2008.
- [59] POUDEL, B., Q. HAO, Y. MA, Y. LAN, A. MINNICH, B. YU, X. YAN, D. WANG, A. MUTO, D. VASHAEE, X. CHEN, J. LIU, M. DRESSELHAUS, G. CHEN und Z. REN: *High-Thermoelectric Performance of Nanostructured Bismuth Antimony Telluride Bulk Alloys*. SCIENCE, 320(5876):634–638, 2008.
- [60] REINKE, M., J. MANTZARAS, R. BOMBACH, S. SCHENKER und A. INAUEN: *Gas Phase Chemistry in Catalytic Combustion of Methane/Air Mixtures over Platinum at Pressures of 1 to 16 Bar*. COMBUSTION AND FLAME, 141(4):448–468, 2005.
- [61] REINKE, M., J. MANTZARAS, R. SCHAEEREN, R. BOMBACH, A. INAUEN und S. SCHENKER: *High-Pressure Catalytic Combustion of Methane over Platinum: In Situ Experiments and Detailed Numerical Predictions*. COMBUSTION AND FLAME, 136(1-2):217–240, 2004.
- [62] RICKARD, M., D. DUNN-RANKIN, F. WEINBERG und F. CARLETON: *Maximizing Ion-Driven Gas Flows*. JOURNAL OF ELECTROSTATICS, 64(6):368–376, 2006.
- [63] ROWE, D.M.: *CRC the Handbook of Thermoelectrics*. 1995.
- [64] SCHAEVITZ, S., A. FRANZ, K. JENSEN und M. SCHMIDT: *A Combustion-Based Mems Thermoelectric Power Generator*. TRANSDUCERS '01: EUROSENSORS XV, DIGEST OF TECHNICAL PAPERS, VOLS 1 AND 2, Seiten 30–33 1807, 2001.
- [65] SCHILDER, B.: *Analyse von Stömungsmustern bei der Verdampfung in Parallelen Mikrokanälen*. Technische Thermodynamik, Technische Universität Darmstadt, 2005.
- [66] SCHILDER, B., W. SCHUCH und P. STEPHAN: *A Capillary Pumped Two Loop System for Cooling of Electronic Devices*. In: *Seventh International Conference on Enhanced, Compact and Ultra-Compact Heat Exchangers: From Microscale Phenomena to Industrial Applications*, 2009.
- [67] SCHILDER, B., S.C.M. YU, N. KASAGI, S. HARDT und P. STEPHAN: *Local Heat Transfer Measurement in a Micro Glass Tube*. In: *Sixth International ASME Conference on Nanochannels, Microchannels and Minichannels*, 2008.

-
- [68] SCHILDER, B., I. ZORBACH, S. HARDT, P. STEPHAN, F. WONDRA und T. KLOTZBÜCHER: *Experimental Investigation of Fuel Evaporation on Microstructured Surfaces for Microcombustion*. In: *Sixth International Conference on Enhanced, Compact and Ultra-Compact Heat Exchangers*, 2007.
- [69] SCHILZ, J., L. HELMERS, W. MULLER und M. NIINO: *A Local Selection Criterion for the Composition of Graded Thermoelectric Generators*. JOURNAL OF APPLIED PHYSICS, 83(2):1150–1152, 1998.
- [70] SCHWIEDERNOCH, R., S. TISCHER, O. DEUTSCHMANN und J. WARNATZ: *Experimental and Numerical Investigation of the Ignition of Methane Combustion in a Platinum-Coated Honeycomb Monolith*. Proceedings of the Combustion Institute, Seiten 1005–1011, 2002.
- [71] SHAN, X., Z. WANG, Y. JIN, M. WU, J. HUA, C. WONG und R. MAEDA: *Studies on a Micro Combustor for Gas Turbine Engines*. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 15(9):S215–S221, 2005.
- [72] SHIONOYA, S.: *Phosphor Handbook*. CRC Press/Taylor and Francis, Boca Raton, 2. Auflage, 2007.
- [73] SIEMENS: *Oxymat 61 - Betriebsanleitung*, 2001.
- [74] SIEMENS: *Ultramat 23 - Betriebsanleitung*, 2005.
- [75] SITZKI, L., K. BORER, E. SCHUSTER und P.D. RONNEY: *Combustion in Microscale Heat-Recirculating Burners*. Seiten 1–4, 2001.
- [76] SNYDER, G. und E. TOBERER: *Complex Thermoelectric Materials*. NATURE MATERIALS, 7(2):105–114, 2008.
- [77] SPADACCINI, C.: *Combustion Systems for Power-Mems Applications*. Doktorarbeit, Massachusetts Institute of Technology, 2004.
- [78] SPADACCINI, C., X. ZHANG, C. CADOU, N. MIKI und I. WAITZ: *Preliminary Development of a Hydrocarbon-Fueled Catalytic Micro-Combustor*. SENSORS AND ACTUATORS A-PHYSICAL, 103(1-2):219–224, 2003.
- [79] SPURK, J.H.: *Strömungslehre: Einführung in die Theorie der Strömungen; mit 10 Tabellen*. Springer, Berlin u.a., 5., erw. Auflage, 2004.
- [80] STARKLOFF, R.: *Numerische Abbildung einer katalytischen Verbrennung in einem Mikroenergiewandler*. Energie- und Kraftwerkstechnik, Technische Universität Darmstadt, 2008.
- [81] STEPHAN, P., K. SCHABER, K. STEPHAN und F. MAYINGER: *Thermodynamik: Grundlagen und technische Anwendungen*, Band 17. Auflage. Springer, Berlin u.a., 2007.
- [82] THE KANATZIDIS GROUP: <http://chemgroups.northwestern.edu/kanatzidis/greatthermo.html>. January 2010.

-
- [83] TRITT, T. und M. SUBRAMANIAN: *Thermoelectric Materials, Phenomena, and Applications: A Bird's Eye View*. MRS BULLETIN, 31(3):188–194, 2006.
- [84] VICAN, J., B. GAJDECZKO, F. DRYER, D. MILIUS, I. AKSAY und R. YETTER: *Development of a Microreactor as a Thermal Source for Microelectromechanical Systems Power Generation*. PROCEEDINGS OF THE COMBUSTION INSTITUTE, 29:909–916, 2003.
- [85] WAITZ, I., G. GAUBA und Y. TZENG: *Combustors for Micro-Gas Turbine Engines*. JOURNAL OF FLUIDS ENGINEERING-TRANSACTIONS OF THE ASME, 120(1):109–117, 1998.
- [86] WEINBERG, F., F. CARLETON und D. DUNN-RANKIN: *Electric Field-Controlled Mesoscale Burners*. COMBUSTION AND FLAME, 152(1-2):186–193, 2008.
- [87] WEINBERG, F., F. CARLETON, D. KARA, A. XAVIER, D. DUNN-RANKIN und M. RICKARD: *Inducing Gas Flow and Swirl in Tubes Using Ionic Wind from Corona Discharges*. EXPERIMENTS IN FLUIDS, 40(2):231–237, 2006.
- [88] WEINBERG, F., D. ROWE und G. MIN: *Novel High Performance Small-Scale Thermoelectric Power Generation Employing Regenerative Combustion Systems*. JOURNAL OF PHYSICS D-APPLIED PHYSICS, 35(13):L61–L63, 2002.
- [89] WU, M., J. HUA und K. KUMAR: *An Improved Micro-Combustor Design for Micro Gas Turbine Engine and Numerical Analysis*. JOURNAL OF MICROMECHANICS AND MICROENGINEERING, 15(10):1817–1823, 2005.
- [90] YANG, W., S. CHOU, C. SHU, Z. LI und H. XUE: *Development of Microthermophotovoltaic System*. APPLIED PHYSICS LETTERS, 81(27):5255–5257, 2002.
- [91] YOSHIDA, K., S. TANAKA, S. TOMONARI, D. SATOH und M. ESASHI: *High-Energy Density Miniature Thermoelectric Generator Using Catalytic Combustion*. JOURNAL OF MICROELECTROMECHANICAL SYSTEMS, 15(1):195–203, 2006.



Lebenslauf

Persönliche Daten

Name	Thomas Kania
Geburtsdatum	04. Juni 1980
Geburtsort	Ratibor

Schulausbildung

1987 bis 1988	Grundschule Groß Rauden
1988 bis 1991	Dahlmannschule in Frankfurt am Main
1991 bis 2000	Herderschule in Frankfurt am Main

Zivildienst

09.2000 bis 07.2001	Deutsches Rotes Kreuz in Frankfurt am Main
---------------------	--

Studium

10.2001 bis 09.2006	Technische Universität Darmstadt Fachrichtung Allgemeiner Maschinenbau
---------------------	---

Beruflicher Werdegang

seit 10.2006	Wissenschaftlicher Mitarbeiter Technische Universität Darmstadt Fachgebiet für Energie- und Kraftwerkstechnik Fachgebiet für Reaktive Strömungen und Messtechnik am Center of Smart Interfaces
--------------	--

Stipendium

10.2006 bis 09.2009	Stipendium Fritz & Margot Faudi Stiftung
---------------------	--